

Schriftenreihe

LBF-Berichte

FB-239

Halvar Schmidt

**Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Kleb-  
verbindungen unter Belastung mit variablen  
Amplituden**

Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit  
und Systemzuverlässigkeit LBF

Schriftenreihe  
LBF-Berichte

FB-239

Halvar Schmidt

**Schwingfestigkeitsanalyse struktureller  
Klebsverbindungen unter Belastung mit  
variablen Amplituden**

FRAUNHOFER VERLAG

**Kontaktadresse:**

Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF  
Bartningstr. 47  
64289 Darmstadt  
Telefon 06151 705-0  
Telefax 06151 705-214  
E-Mail [info@lbf.fraunhofer.de](mailto:info@lbf.fraunhofer.de)  
URL [www.lbf.fraunhofer.de](http://www.lbf.fraunhofer.de)

**Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

ISBN (Print): 978-3-8396-0758-9

ISSN 0721-5320

D 17

Zugl.: Darmstadt, TU, Diss., 2014

Druck: Mediendienstleistungen des  
Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB, Stuttgart

Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

© by **FRAUNHOFER VERLAG**, 2014

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB  
Postfach 80 04 69, 70504 Stuttgart  
Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart  
Telefon 0711 970-25 00  
Telefax 0711 970-25 08  
E-Mail [verlag@fraunhofer.de](mailto:verlag@fraunhofer.de)  
URL <http://verlag.fraunhofer.de>

Alle Rechte vorbehalten

Dieses Werk ist einschließlich aller seiner Teile urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die über die engen Grenzen des Urheberrechtsgesetzes hinausgeht, ist ohne schriftliche Zustimmung des Verlages unzulässig und strafbar. Dies gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen sowie die Speicherung in elektronischen Systemen.

Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen und Handelsnamen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass solche Bezeichnungen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und deshalb von jedermann benutzt werden dürften.

Soweit in diesem Werk direkt oder indirekt auf Gesetze, Vorschriften oder Richtlinien (z.B. DIN, VDI) Bezug genommen oder aus ihnen zitiert worden ist, kann der Verlag keine Gewähr für Richtigkeit, Vollständigkeit oder Aktualität übernehmen.

# SCHWINGFESTIGKEITSANALYSE STRUKTURELLER KLEBVERBINDUNGEN UNTER BELASTUNG MIT VARIABLEN AMPLITUDEN

Vom Fachbereich Maschinenbau  
an der Technischen Universität Darmstadt

zur

Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

**Dissertation**

vorgelegt von

**Dipl.-Ing. Halvar Schmidt**

aus Aschaffenburg

Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz
Mitberichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner
Tag der Einreichung:	10. Dezember 2013
Tag der mündlichen Prüfung:	29. Januar 2014

Darmstadt 2014

D17



## **VORBEMERKUNG UND DANKSAGUNG**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF und an dessen assoziiertem Fachgebiet für Systemzuverlässigkeit und Maschinenakustik der Technischen Universität Darmstadt.

An dieser Stelle möchte ich mich bei allen bedanken, die direkt oder indirekt Ihren Beitrag hierzu geleistet haben. Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Melz für die Übernahme des Hauptreferats und Herrn Prof. Oechsner für die Übernahme des Korreferats. Für die kritische Durchsicht und fachlichen Anmerkungen möchte ich vor allem Herrn Dr. Eufinger und auch Herrn Prof. Sonsino danken. Darüber hinaus gilt mein Dank Herrn Dr. Bruder für die fachliche Begleitung während der Projektarbeit und Herrn Schwarzhaupt für die konstruktive Zusammenarbeit.

Für die finanzielle Unterstützung und Betreuung der zu Grunde liegenden Forschungsvorhaben (AVIF A233 und IGF 307 ZN bzw. FOSTA P796) sei den Forschungsvereinigungen Automobiltechnik (FAT) und Stahlanwendung (FOSTA), der AVIF und der Stiftung Stahlanwendungsforschung, der AiF und dem Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie, dem Arbeitskreis Füge-technik der FAT und den projektbegleitenden Ausschüssen gedankt.

Nicht zu vergessen sind natürlich auch die nicht namentlich genannten Kolleginnen und Kollegen an LBF und SzM, insbesondere des Kompetenzzentrums CAx-Technologien und später der Gruppe Numerische Methodenentwicklung und Bauteilbemessung, die eine angenehme Arbeitsatmosphäre und somit auch die Ausdauer zur Fertigstellung der Arbeit ermöglichten. Auch den studentischen Mitarbeitern, die inhaltlich an der Thematik beteiligt waren, sei an dieser Stelle nochmals explizit gedankt.

Ein Dank gebührt auch meinem Sohn, der durch seinen Geburtstermin den zeitlichen Rahmen zur Fertigstellung der Arbeit entscheidend mitbestimmt hat. Meiner Frau sei für ihre Geduld und Unterstützung während den Entstehungsjahren der Arbeit gedankt. Natürlich gilt auch meinen Eltern ein Dank, ohne die der Weg dahin sicherlich anders verlaufen wäre.

Langen, im April 2014

Halvar Schmidt

*“We would accomplish many more things if we did not think of them as impossible.”*

Vincent Thomas Lombardi

## ÜBERSICHT

Ziel der Arbeit ist es, eine anwendungsnahe Lebensdaueranalyse geklebter Strukturen unter schwingender Belastung mit variablen Amplituden zu ermöglichen. Die betrachteten Klebverbindungen finden sich vermehrt u.a. im modernen Fahrzeugbau, wobei deren Belastung im Betrieb einen hohen Stellenwert bei der Auslegung einnimmt.

Um verlässliche und auf Bauteile übertragbare Schwingfestigkeitskennwerte experimentell ermitteln zu können, werden zunächst Randbedingungen zur Versuchsdurchführung definiert (Versagenskriterien und Methoden zur Anrissdetektion) und eine geeignete bauteilähnliche Probe entwickelt. Das Verhalten struktureller Klebverbindungen von Stahlfeinblechen unter Belastung mit variablen Amplituden wird unter Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten anhand von Detailproben mit unterschiedlichen Beanspruchungsarten der Klebschicht und der bauteilähnlichen Probe untersucht. Dabei zeigt sich die Tendenz, dass ein durchmisches Lastkollektiv die größte Schädigungswirkung birgt. Rechnerisch erfolgt die Lebensdaueranalyse unter Einstufenbelastung nach einem Strukturspannungskonzept basierend auf mittels FEM berechneten Effektivspannungen und aus den Ergebnissen der Detailproben resultierenden Referenzwöhlerlinien. Die Kollektivbelastung wird über eine lineare Schadensakkumulation berücksichtigt. Dabei werden Schadenssummen im Bereich von  $D_{exp} \approx 0,1$  beobachtet, die sowohl von der Beanspruchung (Probenform), der Belastung (Lastkollektiv) als auch dem Versagenskriterium (Anriss, Bruch) abhängig sind. Alternativ erfolgt die bruchmechanische Betrachtung einer Versagensschwelle, was vor dem Hintergrund einer mangelnden Dauerfestigkeit jedoch den Wert einer geeigneten Schadensakkumulation unterstreicht.

## ABSTRACT

The objective of this work is an application related durability analysis of adhesively bonded structures under cyclic loading with variable amplitudes. The use of such bonded structures is steadily increasing for example in the modern automotive industry, whereby in the design phase high priority is assigned to their operational loading.

For determining reliable characteristic values for fatigue strength, prerequisites for fatigue tests have to be defined at first (failure criteria, methods for crack detection) and a suitable component-like specimen is developed. The behavior of structural adhesive joints of steel sheets under spectrum loading is investigated with consideration of sequence effects, too. Thereby, the tendency shows up that a mixed load spectrum renders the highest damage. A calculative fatigue analysis under constant amplitude loading is conducted according to a structural stress concept. This is based on linear-elastic effective stresses computed by the finite element method and reference SN-curves resulting from fatigue tests. The spectrum loading is considered by a linear accumulation of damage. Damage sums close to  $D_{exp} \approx 0.1$  are determined, depending both on stress distribution (specimen geometry), loading mode (type of load spectrum) and failure criterion (crack initiation, rupture). Alternatively a threshold for fatigue is examined by fracture-mechanics based on the energy release rate. Against the background of a lacking endurance limit, however, the value of a suitable damage accumulation can be pointed out.



---

1	EINLEITUNG	1
2	STAND DER WISSENSCHAFT UND TECHNIK	2
2.1	Strukturelle Klebverbindungen	2
2.2	Betriebsfestigkeit	6
2.2.1	Experimentelle Schwingfestigkeitsanalyse	7
2.2.2	Nennspannungskonzept	11
2.2.3	Strukturspannungskonzept	13
2.2.4	Örtliches Konzept	14
2.2.5	Rissfortschrittskonzept	16
2.2.6	Einflüsse auf die Bauteilschwingfestigkeit	19
2.2.7	Schadensakkumulation	25
2.3	Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen	28
2.3.1	Versagensverhalten und Versagenskriterien	28
2.3.2	Probenformen	31
2.3.3	Rechnerische Schwingfestigkeitsanalyse von Klebverbindungen	32
2.3.4	Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden	38
2.4	Finite-Elemente-Methode	40
2.4.1	Berechnung von Spannungen und Verformungen	40
2.4.2	Berechnung der Energiefreisetzungsrates	42
3	ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE	44
4	VERSAGENSKRITERIEN UND ANRISSDETEKTION BEI SCHWINGEND BELASTETEN FEINBLECHFÜGEVERBINDUNGEN	45
4.1	Randbedingungen	45
4.1.1	Werkstoff und Fügeverfahren	45
4.1.2	Probenformen und Versuchsaufbauten	45
4.2	Definition geeigneter Versagenskriterien für die Schwingfestigkeitsanalyse von Fügeverbindungen	48
4.2.1	Schwingfestigkeitsversuche mit begleitender Anrissdetektion	49
4.2.2	Bewertung des Steifigkeitsverlaufs zur Anrissdetektion	57
4.2.3	Auswahl geeigneter Versagenskriterien und Messmethoden	61
5	ENTWICKLUNG EINER NEUARTIGEN PROBENFORM ZUR SCHWINGFESTIGKEITSANALYSE STRUKTURELLER KLEBVERBINDUNGEN	65
5.1	Anforderungen und Randbedingungen	65
5.2	Entwicklung der Probengeometrie	65
5.3	Realisierte bauteilähnliche „Teller-Probe“	67
6	EXPERIMENTELLE SCHWINGFESTIGKEITSANALYSE	70
6.1	Versuchsrandbedingungen	70
6.1.1	Probenformen, Werk- und Klebstoffe	70
6.1.2	Versuchsaufbauten und -durchführung	74

---

6.1.3	Ausgewählte Lastkollektive für Belastung mit variablen Amplituden	78
6.2	Schwingfestigkeitsversuche mit ausgewählten Detailproben	80
6.2.1	Versuchsergebnisse unter Belastung mit konstanten Amplituden	80
6.2.1.1	Dicke Scherzugprobe	80
6.2.1.2	Schälzugprobe	83
6.2.2	Versuchsergebnisse unter Belastung mit variablen Amplituden	86
6.2.3	Betrachtung von Reihenfolgeeffekten	87
6.3	Schwingfestigkeitsversuche mit bauteilähnlicher Probe	89
6.3.1	Versuchsergebnisse unter Belastung mit konstanten Amplituden	89
6.3.2	Versuchsergebnisse unter Belastung mit variablen Amplituden	91
6.4	Versagenskriterien und Methoden zur Anrissdetektion im Vergleich	92
6.5	Experimentelle Bestimmung der Energiefreisetzungsrate unter schwingender Last	94
7	RECHNERISCHE LEBENSDAUERANALYSE	97
7.1	Randbedingungen bei Verwendung der Finite-Elemente-Methode	97
7.2	FE-Modellerstellung und Verifikation	100
7.3	Rechnerische Lebensdaueranalyse unter Einstufenbelastung	103
7.3.1	Effektivspannungen auf Basis des Spannungsmittelungsansatzes	103
7.3.2	Effektivspannungen auf Basis des Spannungsabstandsansatzes	106
7.4	Rechnerische Lebensdaueranalyse unter Belastung mit variablen Amplituden	108
7.5	Bruchmechanische Abschätzung eines Versagensbereichs	119
7.5.1	Berechnung der Energiefreisetzungsrate	119
7.5.2	Abschätzung einer Versagensschwelle	121
8	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	125
9	LITERATUR	128
10	ANHANG	141
10.1	Versuchsergebnisse Schweißverbindungen	141
10.2	Dehnungsabgleich Schweißverbindungen	147
10.3	Versuchsergebnisse Klebverbindungen	148

## VERWENDETE FORMELZEICHEN

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$A$	$mm^2$	Fläche
$A$	%	Bruchdehnung
$A_{80}$	%	Bruchdehnung (Anfangsmesslänge $L_0 = 80 \text{ mm}$ )
$a$	$mm$	Risslänge, Risttiefe
$a$		Wöhlerlinienparameter
$a^*$	$mm$	kritischer Abstand
$a_0$	$mm$	Anfangsrisslänge, Anfangsrisstiefe
$B$		Wöhlerlinienparameter
$BH_2$	$MPa$	Bake-Hardening-Effekt
$b$		Wöhlerlinienparameter
$b$	$mm$	Breite
$b_A$	$mm$	Klebschichtbreite
$b_F$	$mm$	Flanschbreite
$C$		Integrationsweg
$C$		Vorfaktor im PARIS-Gesetz
$C$	$mm/N$	Nachgiebigkeit
$C_D$		experimentell bestimmte Konstante
$CM$		cycle mix-Faktor
$c$		elastischer Übertragungsfaktor
$c$	$N/mm,$ $Nm/^\circ,$ $Pa/mm$	Steifigkeit
$c_{axial}$	$N/mm$	axiale Steifigkeit
$c_{pressure}$	$Pa/mm$	Drucksteifigkeit
$c_{torsion}$	$Nm/^\circ$	Torsionssteifigkeit
$D$		Schadenssumme
$D$		Schädigungsparameter
$D_c$		Kriechschädigung
$D_{exp}$		beobachtete Schadenssumme
$D_f$		Ermüdungsschädigung
$D_{Koll.}$		Schadenssumme des Kollektivs
$D_{real}, D_{tat}$		tatsächliche Schadenssumme
$D_{rel}$		relative Schadenssumme
$D_{th}$		theoretische Schadenssumme
$d$	$mm$	Durchmesser
$d_{min}$	$mm$	Minstdurchmesser
$E$	$MPa$	Elastizitätsmodul
$F$	$N$	Kraft
$F_0$		oberflächentechnischer Größeneinflussfaktor
$F_{T,rel}$		technologischer Größeneinflussfaktor
$f$	$Hz$	Frequenz
$f$	$N$	Volumenkraft
$f_D$		Einflussfaktor für schwingende Belastung
$f_{exp}$		Faktor
$f_G$		Geometrieinflussfaktor
$f_L$		Einflussfaktor für statische Langzeitbelastung
$f_M$		Einflussfaktor für Medieneinwirkung
$f_T$		Temperatureinflussfaktor

$G$	MPa	Schubmodul
$G$	$J/m^2$	Energiefreisetzungsrate
$G_c$	$J/m^2$	kritische Energiefreisetzungsrate
$G_{eqv}$	$J/m^2$	äquivalente Energiefreisetzungsrate
$G_I, G_{II}, G_{III}$	$J/m^2$	Energiefreisetzungsrate für Mode I, II, III
$G_{max}$	$J/m^2$	Energiefreisetzungsrate bei Oberlast
$G_{th}$	$J/m^2$	Schwellwert der Energiefreisetzungsrate
$H$		ESHELBY'scher Energietensor
$H_0$		Kollektivumfang, Teilfolgenumfang
$h$		Anzahl von Schwingspielen
$h$	mm	Höhe
$I$		Unregelmäßigkeitsfaktor
$I_V$	$mm^3$	hochbeanspruchtes Volumen
$J$	$N/mm$	J-Integral
$J_1$	MPa	erste Invariante des Spannungstensors
$J_2'$	MPa	quadratische Invariante des Spannungsdeviators
$J_{eff}$	$N/mm$	effektives J-Integral
$K$	$N/\sqrt{mm^3}$	Spannungsintensitätsfaktor
$K_c$	$N/\sqrt{mm^3}$	kritischer Spannungsintensitätsfaktor
$K_{eff}$	$N/\sqrt{mm^3}$	effektiver Spannungsintensitätsfaktor
$K_f$		Kerbwirkungszahl
$K_I, K_{II}, K_{III}$	$N/\sqrt{mm^3}$	Spannungsintensitätsfaktor für Mode I, II, III
$K_p$		plastische Formzahl
$K_t$		elastische Formzahl
$K_{th}$	$N/\sqrt{mm^3}$	Schwellwert des Spannungsintensitätsfaktors
$k$		Neigung der Wöhlerlinie
$k'$		Neigung der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt
$k_W$		Weibullexponent
$L$	$N, Nm, Pa$	Last
$L_0$	mm	Anfangslänge
$L_a$	$N, Nm, Pa$	Lastamplitude
$L_f$	$N, Nm, Pa$	quasistatische Tragfähigkeit
$L_{Koll.}$		Kollektivumfang
$L_S$		Sequenzlänge, Teilfolgenumfang
$l$	mm	Länge
$l_{ES}$	mm	Einspannlänge
$l_f$	mm	freie (nicht eingespannte) Länge
$l_{SN}$	mm	Schweißnahtlänge
$l_{\bar{u}}$	mm	Überlappungslänge
$M$		Mittelspannungsempfindlichkeit
$M_b$	Nm	Biegemoment
$M_t$	Nm	Torsionsmoment
$m$		Exponent im PARIS-Gesetz
$m$	$mm^{-2/3}N^{-1/3}$	Nachgiebigkeits-Kalibrierkonstante
$m_D$		experimentell bestimmte Konstante
$N$		Schwingspielzahl (unter Belastung mit konstanten Amplituden)
$\bar{N}$		Schwingspielzahl (unter Belastung mit variablen Amplituden)
$N_A$		Anrisschwingspielzahl
$N_B$		Bruchschwingspielzahl

$N_{eq}$		äquivalente Schwingspielzahl
$N_{FOL}$		Versagensschwingspielzahl unter Belastung mit Überlast
$N_{fsc}$		Versagensschwingspielzahl unter Einstufenbelastung
$N_k$		Schwingspielzahl am Abknickpunkt
$N_{OL}$		Schwingspielzahl unter Belastung mit Überlast
$N_{sc}$		Schwingspielzahl unter Einstufenbelastung
$n$		Schwingspielzahl
$n$		Stützziffer
$n$		Anzahl
$n_{10-UE\%}$		Verfestigungsexponent
$n_p$		Makrostützziffer
$n_W$		statistische Stützziffer
$OL$	mm	Überlappungslänge
$P$	%	Wahrscheinlichkeit
$P_{\bar{U}}$	%	Überlebenswahrscheinlichkeit
$Q$	N	Schubkraft
$R$		Spannungsverhältnis
$\bar{R}$		kennzeichnendes Lastverhältnis des Kollektivs
$R_\epsilon$		Dehnungsverhältnis
$R_e$	MPa	Streckgrenze
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	0,2 % - Dehngrenze
$R_z$	$\mu\text{m}$	Rautiefe
$r$	mm	Radius
$S$	MPa	Nennspannung
$S$	$\text{mm}^2$	Oberfläche
$S_a$	MPa	Spannungsamplitude
$S_k$	MPa	Schwingfestigkeitswert am Abknickpunkt (Spannung)
$S_o$	MPa	Oberspannung
$S_R$	MPa	Restfestigkeit
$S_u$	MPa	Unterspannung
$s$	mm	Weg
$s$		Werkstoffkonstante
$s$		Standardabweichung
$s_0$		werkstoff- und temperaturabhängiger Koeffizient
$T$	K oder °C	Temperatur
$T$	MPa	Nennschubspannung
$T_\sigma T_\tau T_F$		Streuung in Lastrichtung
$T_0$	K	Durchschnittstemperatur
$T_g$	K oder °C	Glasübergangstemperatur
$T_N$		Streuung in Schwingspielzahlrichtung
$t$	mm	Blechdicke
$t$	N	Oberflächenkraft
$t_A$	mm	Klebschichtdicke
$U$	J	Energie
$\bar{U}$	$\text{J}/\text{m}^3, \text{J}/\text{kg}$	elastische Energiedichte
$u$	mm	Verschiebung
$V$	$\text{mm}^3$	Volumen
$v$		Völligkeitsmaß
$v$	mm	Verschiebung
$v$	mm	Randabstand
$v$	m/s	Geschwindigkeit

$W$	$J$	Formänderungsenergie
$W_b$	$m^3$	Widerstandsmoment gegen Biegung
$W_t$	$m^3$	Widerstandsmoment gegen Torsion
$w$	$mm$	Verschiebung
$w_A$	$mm$	Klebschichtbreite
$X$	$N$	Kraft in x-Richtung
$x$	$mm$	Raumkoordinate
$Y$		Geometriefaktor
$Y$	$N$	Kraft in y-Richtung
$y$	$mm$	Raumkoordinate
$Z$	$N$	Kraft in z-Richtung
$z$	$mm$	Raumkoordinate
$\alpha$	$^\circ$	Winkel
$\alpha_\varepsilon$	$K^{-1}$	Längenausdehnungskoeffizient
$\beta_0$		werkstoff- und temperaturabhängiger Koeffizient
$\delta D$		virtuelle Dehnungsrate
$\delta_{max}$	$mm$	Probenaufweitung bei Oberlast
$\delta V$		virtuelles Geschwindigkeitsfeld
$\varepsilon$		Dehnung
$\varepsilon$		Emissivität
$\varepsilon_a$		Dehnungsamplitude
$\varepsilon_p$		plastische Dehnung
$\zeta$		Schadensparameter
$\theta$	$^\circ$	Phasenverschiebung
$\kappa$		beanspruchungsartabhängiger Exponent
$\lambda$		virtuelle Rissverschiebung
$\nu$		Querkontraktionszahl
$\pi$		Kreiszahl
$\rho$	$mm$	realer Kerbradius
$\rho^*$	$mm$	Ersatzstrukturlänge
$\rho_F$	$mm$	fiktiver Kerbradius
$\sigma$	$MPa$	Normalspannung
$\bar{\sigma}$	$MPa$	gemittelte Spannung
$\sigma_a$	$MPa$	Spannungsamplitude
$\bar{\sigma}_a$	$MPa$	kennzeichnende Spannung des Amplitudenkollektivs
$\sigma_{a,k}$	$MPa$	Spannungsamplitude am Abknickpunkt
$\sigma_{char}$	$MPa$	charakteristische Spannung
$\sigma_e$	$MPa$	elastizitätstheoretische Spannung
$\bar{\sigma}_e$	$MPa$	wirksame Spannung
$\sigma_{eff}$	$MPa$	Effektivspannung
$\sigma_f$	$MPa$	Bruchspannung
$\sigma_h$	$MPa$	hydrostatische Spannung
$\sigma_{hs}$	$MPa$	hot-spot-Spannung (Strukturspannung)
$\sigma_k$	$MPa$	Kerbspannung
$\sigma_k$	$MPa$	Spannungsamplitude am Abknickpunkt
$\sigma_m$	$MPa$	Mittelspannung
$\sigma_o, \sigma_{max}$	$MPa$	Oberspannung
$\sigma_u, \sigma_{min}$	$MPa$	Unterspannung
$\sigma_v$	$MPa$	Vergleichsspannung
$\sigma_{v,Huber}$	$MPa$	Vergleichsspannung nach HUBER
$\sigma_{v,Mises}$	$MPa$	Vergleichsspannung nach von MISES

$\sigma_{v,NH}$	MPa	Vergleichsspannung nach Normalspannungshypothese
$\sigma_{v,Raghava}$	MPa	Vergleichsspannung nach RAGHAVA
$\sigma_{v,Tresca}$	MPa	Vergleichsspannung nach TRESCA
$\sigma_x$	N/mm	Schälspannung
$\sigma_{zul}$	MPa	zulässige Spannung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	MPa	Hauptspannungen
$\tau$	MPa	Schubspannung
$\tau_a$	MPa	Schubspannungsamplitude
$\tau_e$	MPa	elastische Schubspannung
$\tau_{v,Schlimmer}$	MPa	Vergleichsspannung nach SCHLIMMER
$\chi$		Spannungsgradient
$\chi^*$		Spannungsgradient am Ort der höchsten Beanspruchung

## ABKÜRZUNGEN

CA	konstante Amplituden
CARLOS	Car Loading Standard
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren
ESPI	elektronische Speckle-Interferometrie
EV	Einstufenversuch
FAT	Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V.
FEM	Finite-Elemente-Methode
FOSTA	Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V.
GV	Geradlinienverteilung
GL	Gaßnerlinie
GUI	Graphical User Interface
LBF	Laboratorium für Betriebsfestigkeit
NV	Normalverteilung
NVH	Noise Vibration Harshness
RDCB	Reinforced Double Cantilever Beam
SzM	Systemzuverlässigkeit und Maschinenakustik
TSA	thermoelastische Spannungsanalyse
TUD	Technische Universität Darmstadt
VA	variable Amplituden
VDA	Verband der Automobilindustrie
VCCT	Virtual Crack Closure Technique
WL	Wöhlerlinie



---

## 1 EINLEITUNG

Der moderne Karosseriebau steht heute mehr denn je im Fokus von Bemühungen zur Kosten- und vor allem Gewichtsreduktion [Mel08]. Neben den häufig genannten ökologischen Aspekten und gesetzlichen Vorgaben zur Minimierung des CO<sub>2</sub>-Ausstoßes betrifft das Leergewicht auch unterschiedlichste weitere Aspekte wie beispielsweise die Reichweitenvergrößerung bei elektrisch angetriebenen Fahrzeugen [Han11]. In diesem Zusammenhang kommen vermehrt neue Werkstoffe wie höchstfeste Stähle und Multimaterialbauweisen zum Einsatz [Han10]. Dazu zählen auch mehr und mehr Polymer- und Funktionswerkstoffe [Mel08a]. Entsprechend geeignete Fügeverbindungen spielen dabei eine entscheidende Rolle, da diese oftmals die Schwachstellen der Konstruktion darstellen. So kann beispielsweise das Potential der verwendeten Werkstoffe (beispielsweise von pressgehärtetem Stahl) durch die Kerbwirkung klassischer Schweißverbindungen nicht voll ausgeschöpft werden [Son01]. Bei Multimaterialbauweisen mit Werkstoffen wie Aluminium, Magnesium oder faserverstärkten Kunststoffen muss zwangsweise auf individuell geeignete Verbindungstypen zurückgegriffen werden.

Das zurzeit noch den Karosseriebau dominierende Fügeverfahren Schweißen wird daher mehr und mehr von alternativen Verfahren wie Nieten oder Clinchen abgelöst oder ergänzt. Ein stetig an Bedeutung gewinnendes Fügeverfahren ist zudem das Kleben. Die Gründe hierfür sind vielfältig. Beispielsweise lassen sich Festigkeitssteigerungen sowie Verbesserungen des Verhaltens unter Crash-Belastungen erreichen. Darüber hinaus bietet das Verfahren den großen Vorteil, nicht oder nur schwer schweißbare Fügepartner zuverlässig zu verbinden, beispielsweise metallische Blechwerkstoffe mit glas- oder kohlefaserverstärkten Kunststoffen.

Die Auslegung struktureller Klebverbindungen in der Konstruktionsphase gewinnt daher stetig an Bedeutung. Dabei sind neben dynamischen Belastungen (Crash) und globalen Steifigkeiten insbesondere Belastungen im Betrieb (Schwingbelastungen) relevant.

Um eine auf den Nutzungszeitraum angepasste Bemessung von schwingfestigkeitskritischen Bauteilen mit hohem Ausnutzungsgrad zu ermöglichen, sind Kenntnisse über deren Verhalten unter Belastung mit variablen Amplituden unabdingbar. Potenziale für Leichtbau oder Kosteneinsparungen eröffnen sich, da bei Versuchen mit gleichen Maximalwerten der Schwingbelastung unter variablen Amplituden in der Regel eine wesentlich höhere Lebensdauer im Vergleich zu einer Belastung unter konstanten Amplituden erreicht wird. Ermöglicht wird dies, indem bei Belastung mit variablen Amplituden die ertragbare Schwingspielzahl unter konstanten Amplituden deutlich überschritten werden kann [Bux93]. Dies schließt ein, dass zur gezielten Dimensionierung der Bauteile die Kenntnis der Betriebsbelastung vorausgesetzt wird [Hai03, Bru06].

Das Verhalten struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit realitätsnah durchmischten variablen Amplituden und deren Berücksichtigung im Rahmen einer anwendungsnahen rechnerischen Lebensdaueranalyse sind bislang jedoch nahezu unbekannt.

Um Schwingfestigkeiten von Klebverbindungen möglichst anwendungsnah analysieren zu können, sollten für experimentelle Untersuchungen neben realitätsnahen Belastungen auch geeignete Probenformen verwendet werden. In der Vergangenheit wurden allerdings häufig Probenformen verwendet, die ursprünglich für Schweißverbindungen entwickelt wurden und der Abbildung moderner Klebverbindungen nicht oder nicht ausreichend gerecht werden [Xu02].

## 2 STAND DER WISSENSCHAFT UND TECHNIK

Bei der Aufarbeitung des Stands der Wissenschaft und Technik werden die unterschiedlichen Aspekte, die für eine Analyse der Schwingfestigkeit struktureller Klebverbindungen zu beachten sind, berücksichtigt. Dies beinhaltet zunächst eine Definition struktureller Klebverbindungen des Fahrzeugbaus und der Betriebs- und Schwingfestigkeit. Auf die Grundkonzepte der Schwingfestigkeitsanalyse wird im Einzelnen eingegangen. Dabei werden auch zu berücksichtigende Randbedingungen wie Versagenskriterien und Probenformen behandelt. Vorliegende Erkenntnisse zur Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden werden gesondert betrachtet.

### 2.1 Strukturelle Klebverbindungen

Noch vor dem Schrauben, Nieten oder Schweißen ist das Kleben die älteste Fügetechnik, die der Mensch kennt. Bereits 5.000 vor Christus befestigten die Menschen der frühen Steinzeit Speer- und Harpunenspitzen mittels Birkenharz [Sta98]. Unter „**Kleben**“ versteht man allgemein das Fügen gleicher oder ungleicher Werkstoffe unter Verwendung eines Klebstoffs. „Klebstoff“ wiederum ist nach DIN EN 923 ein „*nichtmetallischer Stoff, der Werkstoffe durch Oberflächenhaftung (Adhäsion) so verbinden kann, dass die Verbindung eine ausreichende innere Festigkeit (Kohäsion) besitzt*“. Dies bedeutet, es wirken Adhäsions- und Kohäsionskräfte, Abbildung 2-1, wobei sich die Eigenschaften der Füge­teile beim Verfahren nicht verändern dürfen [Sta98].

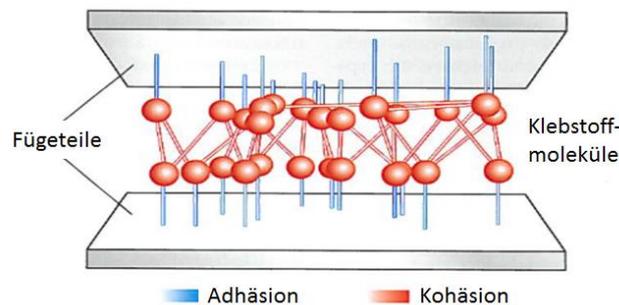


Abbildung 2-1: Adhäsion und Kohäsion (schematisch) nach [Gei12]

Bei **Adhäsion** (blaue Darstellung in Abbildung 2-1) differenziert man zwischen spezifischer und mechanischer Adhäsion. Unter mechanischer Adhäsion ist die mechanische Verklammerung der verfestigten Klebschicht in den Poren der Oberfläche zu verstehen. Bei (makroskopisch) glatten Oberflächen, wie sie bei Blechen des Fahrzeugbaus in der Regel vorliegen, ist diese Art der Adhäsion jedoch nahezu unbedeutend. Spezifische Adhäsion basiert auf im Grenzschichtbereich wirkenden zwischenmolekularen Kräften, chemischen Bindungen zwischen Klebstoffmolekülen und Füge­teilen und einer Mikroverzahnung von Polymermolekülen und der Reaktionsschicht von der Füge­teiloberfläche. Großen Einfluss auf die maximal ertragbaren Adhäsionskräfte hat die Oberflächenspannung der Füge­teile, welche möglichst niedrig sein sollte. Hohe Festigkeiten moderner Klebstoffe werden unter anderem durch Diffusionsvorgänge von Klebschichtmolekülen und Füge­teilatomen im Grenzschichtbereich erreicht [Sta98].

Die innere Festigkeit des Klebstoffs basiert auf **Kohäsionskräften** (rote Darstellung in Abbildung 2-1). Hierbei handelt es sich um Anziehungskräfte zwischen Atomen und Molekülen im Inneren eines Stoffes, welche in Form von Haupt- und Rest- oder Nebenvalenzbindungen vor-

---

liegen [Sta98]. Die Bindungskräfte der Hauptvalenzbindungen entstehen ausschließlich aus dem Streben nach acht Valenzelektronen (Edelgaskonfiguration), während die deutlich schwächeren Bindungskräfte der Nebervalenzbindungen (ca. 1/100 bis 1/10 der Primärverbindungskraft) auf den Anziehungsphänomenen beruhen [Rit04]. Die hohen Festigkeiten duromerer Klebstoffe basieren außerdem auf der Ausbildung homöopolarer Bindungen an Vernetzungsstellen der einzelnen Molekülketten [Sta98].

Die ersten Klebstoffe basierten generell auf Pflanzenharzen, tierischem Blut, Eiweiß oder Asphalt [Sta98]. Heutzutage sind die Eigenschaften von Klebstoffen durch entsprechende Formulierungen, Zusatz- und Füllstoffe in einem weiten Rahmen gezielt einstellbar. Die Einteilung heutiger **Klebstoffe** erfolgt nach verschiedenen Kriterien. Generell kann zwischen Einkomponenten- und Zweikomponentenklebstoffen unterschieden werden [Gei12]: Zweikomponentenklebstoffe härten nach Mischen der Komponenten chemisch aus, z.B. Epoxidharze, Polyurethane, Methacrylate, Silikone. Die einkomponentigen Klebstoffe können gemäß ihrem Aushärtemechanismus weiter differenziert werden. Man unterscheidet zwischen chemisch (z.B. Epoxyde, Polyurethane, Cyanacrylate, Silikone), physikalisch (z.B. Schmelz-, Kontakt- und Lösungsmittelklebstoffe, Plastisole), chemisch-physikalisch (z.B. Schmelz- und Dispersionsklebstoffe) aushärtenden und so genannten Haftklebstoffen (z.B. Acrylate, Natur- und Synthesekautschuk). Alternativ kann die Einteilung der Klebstoffe nach den zu Grunde liegenden Reaktionsmechanismen erfolgen [Sta98]. Neben den physikalisch reagierenden Plastisolen, Schmelz- und Lösungsmittelklebstoffen können die chemisch reagierenden Klebstoffe weiter differenziert werden. Zu unterscheiden sind hier zunächst kalt- und warmaushärtende Klebstoffformulierungen. Des Weiteren unterscheidet man zwischen Polymerisations-, Polyadditions- und Polykondensationsklebstoffen.

Anwendung finden Klebverbindungen heutzutage in vielerlei Gebieten. Neben dem Flugzeug- und Maschinenbau, der Elektronik und der Medizin findet die Klebtechnik verstärkt Einzug in den Fahrzeugbau. Gründe sind u.a. die Kombinierbarkeit vielfältiger Werkstoffe, die Integration in automatisierte Prozesse und die Langlebigkeit unter Beanspruchung von korrosiven Medien [Sta98]. Die generellen Vor- und Nachteile von Klebverbindungen lassen sich allgemein zusammenfassen, nach [Gei12] und [SuS11]:

#### *Vorteile*

- geringe Wärmebeeinflussung der Fügeteile
- flächige Verbindung (dennoch zum Teil ungleichförmige Spannungsverteilung)
- keine Schwächung des Werkstoffs durch Bohrungen o.ä.
- Fügbarkeit unterschiedlicher Werkstoffe
- nichtleitend: Isolation und Vermeidung von Kontaktkorrosion
- Verbinden sehr dünner Fügeteile
- gas- und flüssigkeitsdichte Verbindung, Vermeidung von Spaltkorrosion
- Toleranzausgleich durch Spaltüberbrückung
- gute Dämpfungseigenschaften (NVH)
- hohe dynamische Festigkeiten
- verbesserte Crash- und Steifigkeitseigenschaften im Fahrzeugbau
- Bewahrung der Oberflächengüte

#### *Nachteile bzw. zu beachten*

- begrenzte Warmfestigkeit

- Reinigung und Oberflächenvorbehandlung der Füge­teile vielfach erforderlich
- zerstörungsfreie Qualitätsprüfung nur bedingt möglich
- klebgerechte Gestaltung der Füge­teile erforderlich
- beschränkte Demontierbarkeit
- erschwertes Recycling

Im **Fahrzeugbau** unterscheidet man grundsätzlich je nach Anwendungszweck der Klebverbindung zwischen Struktur-, Falz-, Unterfütterungs- und Montageklebungen, Abbildung 2-2 [Gei12].

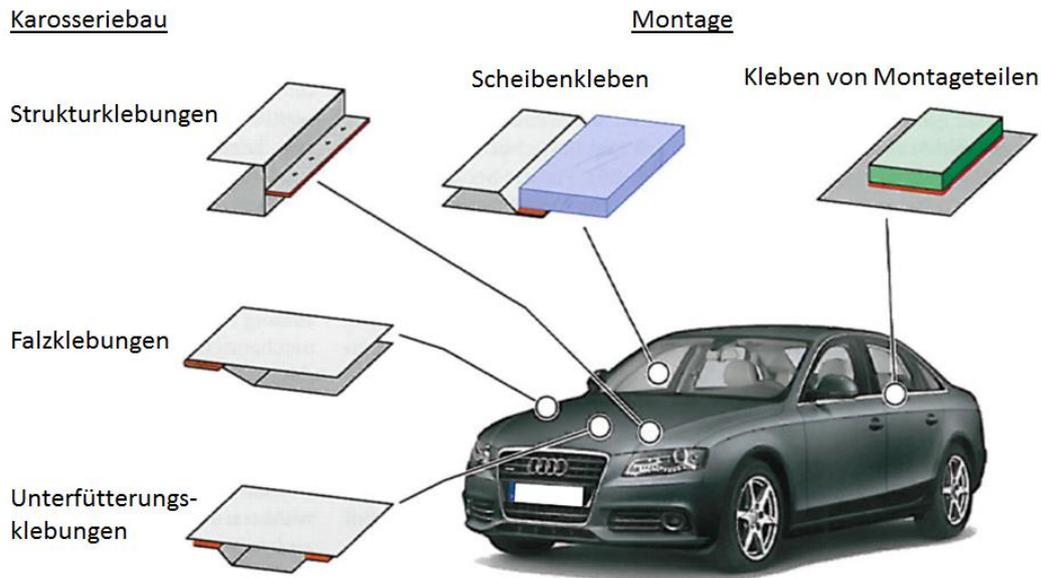


Abbildung 2-2: Klebverbindungen im Karosseriebau nach [Gei12]

**Montageklebungen** finden sich bei der Befestigung von beispielsweise Spoilern, Zierleisten oder Typenschildern und bei der Direktverglasung insbesondere von Front- und Heckscheiben.

**Falzklebungen** sind flächige Verbindungen der Außenhaut mit einem Innenblech ohne optische Beeinträchtigung an Anbauteilen wie Türen, Klappen und Kotflügeln. Sie dienen neben der Realisierung entsprechender Festig- und Steifigkeit insbesondere dem Korrosionsschutz.

Großflächige Bauteile werden mittels **Unterfütterungskle­bungen** mit Versteifungsstrukturen verbunden (z.B. bei Hauben, Türen, Klappen und Dächern). Diese Klebverbindungen zeichnen sich durch ein gutes Spaltüberbrückungsvermögen von bis zu zehn Millimetern aus. Aus optischen Gründen ist nur ein sehr geringer Aushärtungsschrumpf zugelassen.

**Strukturelle Klebverbindungen** dienen der Optimierung von Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften in der Karosseriestruktur. Oftmals handelt es sich dabei auf Grund der getakteten Fertigung um Hybridverbindungen (z.B. Kleben in Verbindung mit Punktschweißen oder mechanischen Fügeverbindungen) zur Gewährleistung einer sofortigen Grundfestigkeit und damit verbundener Handhabungseigenschaften. Neben den aus der Belastung resultierenden Anforderungen (u.a. Crash, zyklische Belastung, Temperatur, Feuchte) sind die zum Einsatz kommenden Klebstoffformulierungen auf die Fertigungsbedingungen eingestellt und können beispielsweise auf mit Tiefzieh- oder Korrosionsschutzölen kontaminierten Blechen appliziert

---

werden [Gei12]. Zudem weisen sie eine hohe Glasübergangstemperatur von  $T_g \approx 100 \text{ °C}$  und ein hohes Elastizitätsmodul ohne glasartiger Sprödigkeit auf [Sym06].

Die verwendeten Strukturklebstoffe können anhand ihrer mechanischen Eigenschaften in crashstabile, semi-crashstabile und Standardklebstoffe klassifiziert werden [Sym06]. Bei den betrachteten mechanischen Eigenschaften handelt es sich primär um das Elastizitäts- und Schubmodul, die Zug-Scher-Festigkeit, die Bruchdehnung und die Schlag-Schäl-Festigkeit bei unterschiedlichen Temperaturen. Zumeist kommen warmhärtende Klebstoffe zum Einsatz, da sich eine Aushärtung im Rahmen der Kataphorese (Tauchlackierung), die für ca. 20 bis 30 Minuten bei einer Temperatur von  $T \approx 180 \text{ °C}$  erfolgt, anbietet. Dabei kommen unterschiedliche Klebstoffklassen zum Einsatz.

Epoxidharzklebstoffe sind am weitesten verbreitet für strukturelle Klebverbindungen. Sie werden neben dem Fahrzeugbau auch im Flugzeugbau und Bausektor eingesetzt. Sie eignen sich für Metall- und Kunststoffverbindungen bei hoher Langzeitbeständigkeit, geringer Kriechneigung und geringem Härtungsschrumpf. Sie sind temperaturbeständig bis  $100 \text{ °C} \leq T \leq 200 \text{ °C}$  und bilden steife Klebfugen [SuS11].

Insbesondere auf Grund ihrer Anpassbarkeit an fast jede mechanische Anforderung von sehr steif bis extrem flexibel kommen außerdem Polyurethanklebstoffe zum Einsatz in Strukturklebungen. Sie weisen darüber hinaus eine gute Beständigkeit gegen Lösungsmittel auf und finden breite Anwendung auch bei der Verklebung von Windschutzscheiben oder Rotorblättern [SuS11].

Acrylatbasierte Klebstoffe besitzen ebenfalls ein breites Anwendungsspektrum bei der Verklebung unterschiedlicher Substrate einschließlich thermoplastischer Werkstoffe. Sie kombinieren eine hohe Festigkeit mit einer gewissen Flexibilität und sind insbesondere für dynamische Belastungen geeignet. Charakteristische Merkmale sind zudem eine schnelle Aushärtung und ein intensiver Geruch [SuS11].

Auf einem anorganischen Gerüst basieren Silikonklebstoffe. Diese sind noch bei sehr tiefen Temperaturen von bis zu  $T = -90 \text{ °C}$  hochelastisch und weisen gleichzeitig eine hohe Dauergebrauchstemperatur von bis zu  $T = 200 \text{ °C}$  auf. Weitere Vorteile sind eine hohe Flexibilität und hohe Beständigkeit gegen UV-Strahlung und aggressive chemische Substanzen. Außerdem besitzen sie hervorragende Feuchtigkeits- und Witterungsbeständigkeit. Sie finden daher nicht nur im Fahrzeugbau, sondern auch in der Elektrotechnik, der Luft- und Raumfahrt und bei Haushaltsgeräten Anwendung [SuS11].

Schließlich gibt es noch die Klasse der silanmodifizierten Polymerklebstoffe, auch MS-Polymerklebstoffe genannt. Diese weisen sehr gute Hafteigenschaften auf einer Vielzahl von Substraten, eine thermische Dauerbeständigkeit bei  $80 \text{ °C} \leq T \leq 100 \text{ °C}$ , eine hohe Elastizität und hohe UV- und Witterungsbeständigkeit auf. Anwendungsfelder sind primär der Waggon- und Containerbau, Apparatebau, Metall- und Blechverarbeitung, Solartechnik, Fassaden- und Fensterklebungen, Klima- und Lüftungstechnik, Reinraumtechnik und im Bausektor. Ein großer Vorteil der MS-Polymerklebstoffe ist, dass sie frei von Silikonölen sind und daher keine Beeinträchtigungen bei einer anschließenden Lackierung zu berücksichtigen sind [SuS11].

Zusammengefasst stellen für strukturelle Klebverbindungen im Fahrzeugbau oftmals Epoxidharzklebstoffe die erste Wahl dar [Sym06]. Die Gründe hierfür sind die hohe Festigkeit, ein gutes Ölaufnahmevermögen, eine hohe Glasübergangstemperatur und sehr gute Dauerbe-

ständigkeit. Mittels Zähigkeitsmodifikation kann eine ausreichende Schlagzähigkeit bei Temperaturen im Bereich  $-40\text{ °C} \leq T \leq 80\text{ °C}$  erreicht werden. Außerdem zeichnen sich Epoxidharzklebstoffe durch sehr gute Schwingfestigkeitseigenschaften aus.

## 2.2 Betriebsfestigkeit

Unter Betriebsfestigkeit versteht man im Sinne der von Ernst GASSNER 1939 eingeführten Definition [Gas39] die Schwingfestigkeit eines Bauteils unter wirklichkeitsnahen Betriebsbedingungen [Rad03] und darüber hinaus „eine neuzeitliche, lebensdauerorientierte Auslegung schwingbeanspruchter Bauteile und Konstruktionen, die den gesetzmäßig fassbaren Zusammenhang zwischen Lebensdauer und Größe der Schwingbeanspruchung berücksichtigt“ [Hai89]. Neben Schwingbelastungen umfasst die heutige Definition der Betriebsfestigkeit auch Sonderbelastungen (Überlasten, Beulen, Knicken, Schlag), Kriechbelastungen und Verschleiß [Son05, Son05a, Son05b, Son05c, Son08a]. Im Folgenden wird sich jedoch auf die GASSNERSche Definition beschränkt.

Ein entsprechender Festigkeitsnachweis im Rahmen einer Betriebsfestigkeitsuntersuchung kann auf unterschiedlichen Konzepten beruhen. Am bekanntesten sind nach [Vor00]

- die rein experimentelle Ermittlung,
- das Nennspannungskonzept,
- das Strukturspannungskonzept,
- das Konzept der örtlichen elastischen Beanspruchung,
- das Konzept der örtlichen Beanspruchung (Örtliches Konzept) und
- das Rissfortschrittskonzept.

Tabelle 2.1: Vor- und Nachteile der Grundkonzepte zur Lebensdaueranalyse nach [Vor03] und [Kre99]

Konzepte	Vorteile	Nachteile / Einschränkungen
Experimentelle Ermittlung	<ul style="list-style-type: none"> <li>• hohe Ergebnisgenauigkeit</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• hoher Zeit- und Kostenaufwand</li> <li>• Originalbauteile und -lasten erforderlich</li> <li>• kaum Ergebnisverallgemeinerung möglich</li> </ul>
Nennspannungskonzept	<ul style="list-style-type: none"> <li>• befriedigende bis gute Ergebnisgenauigkeiten</li> <li>• leicht anwendbar</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• zusammengesetzte Lasten schwer erfassbar</li> <li>• eingeschränkte Anwendbarkeit oder hoher Zeit- und Kostenaufwand bei Verwendung experimentell ermittelter Bauteil-Wöhlerlinien als Basis</li> </ul>
Örtliches Konzept	<ul style="list-style-type: none"> <li>• experimenteller Zeit- und Kostenaufwand gering</li> <li>• Beanspruchungs- und Anrissinformation</li> <li>• zusammengesetzte Lasten und Reihenfolgeeffekte werden erfasst</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• elastische örtliche Spannungen müssen bekannt sein</li> <li>• fallweise hoher numerischer Aufwand</li> <li>• Anrissdefinition</li> </ul>
Rissfortschrittskonzept	<ul style="list-style-type: none"> <li>• sinngemäß wie beim Örtlichen Konzept</li> </ul>	
Mischkonzepte	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Kombination der Elemente der vier Grundkonzepte zur geeigneten Abstimmung der Vor- und Nachteile</li> </ul>	

Auf jedes einzelne Konzept soll an dieser Stelle nicht in der Tiefe eingegangen werden. Für eine genauere Darstellung sei auf die Literatur verwiesen, z.B. [See96, Hai06, Rad07]. Genau genommen handelt es sich bei Spannungsbeanspruchungskonzepten und Konzepten der örtlichen elastischen Beanspruchung um keine eigenständigen Konzepte, sondern um Mischkonzepte. In Tabelle 2.1 sind Vor- und Nachteile der einzelnen Grundkonzepte zur Lebensdaueranalyse zusammengefasst.

## 2.2.1 Experimentelle Schwingfestigkeitsanalyse

Trotz aller Fortschritte in der rechnerischen Lebensdaueranalyse zyklisch belasteter Bauteile, vgl. beispielsweise [Fat98], ist die experimentelle Ermittlung der Schwingfestigkeitseigenschaften nach wie vor von essentieller Bedeutung [Son07].

Generell kann bei Schwingfestigkeitsversuchen zwischen Belastungen mit konstanten und mit variablen Amplituden unterschieden werden, Abbildung 2-3. Mittels Einstufenbelastungen im Bereich hoher Lasthorizonte und damit verbundener geringen Versagensschwingspielzahlen ( $N < 5 \cdot 10^4$ ) erhält man Aussagen über die Kurzzeitfestigkeit, im Bereich mittlerer Lasthorizonte und Versagensschwingspielzahlen im Bereich  $5 \cdot 10^4 \leq N \leq 2 \cdot 10^6$  über die Zeitfestigkeit und im Bereich niedriger Lasthorizonte und Schwingspielzahlen  $N > 2 \cdot 10^6$  über die sogenannte Dauerfestigkeit, Abbildung 2-3. Versuche unter Belastung mit konstanten Amplituden sind vom Versuchsaufwand einfacher und schneller durchführbar als Mehrstufenversuche. Die Aussagekraft in Bezug zu realen Belastungen ist allerdings deutlich eingeschränkt. So kann dies zu Fehleinschätzungen bezüglich Versagensort, Schadensmechanismus, Lebensdauerabschätzung und folglich Bauteildimensionierung führen [Son10].

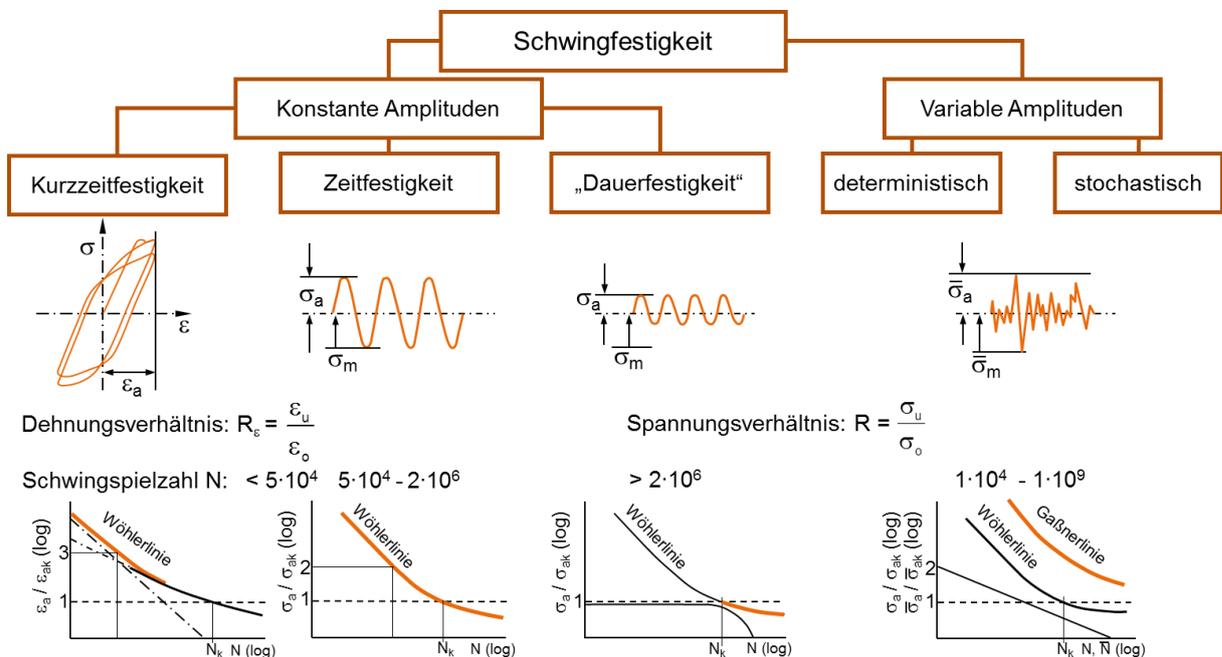


Abbildung 2-3: Aufteilung der Schwingfestigkeit nach [Son08]

Je nach Spannungsverhältnis  $R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$  bzw. vorliegender Mittelspannung  $\sigma_m$  unterscheidet man grundsätzlich folgende Beanspruchungsfälle [Hai06]:

- Wechselbeanspruchung mit  $\sigma_m = 0$  und  $R = -1$
- Zug-Schwellbeanspruchung mit  $\sigma_m = \sigma_a$  und  $R = 0$

- Druck-Schwellbeanspruchung mit  $\sigma_m = -\sigma_a$  und  $R = -\infty$
- ruhende Beanspruchung mit  $\sigma_m = \sigma_{max}$  und  $R = 1$

Bei der Wöhlerlinie ist die ertragbare Beanspruchung bzw. Belastung über der Schwingspielzahl aufgetragen. Sie wird in der Regel fallweise experimentell ermittelt oder auf Grundlage anderer Versuchsergebnisse abgeschätzt. Hierzu dient der Wöhlerversuch, der die grundlegende experimentelle Schwingfestigkeitsprüfung darstellt und mit konstanter Amplitude und Mittelwert erfolgt [Hol04]. Allgemein ist die kennzeichnende Form und die ertragbare Beanspruchungshöhe einer Wöhlerlinie abhängig von

- dem Werkstoff (und seiner Wärmebehandlung),
- der Bauteilgestalt und der Bauteilgröße,
- den Eigenschaften der Bauteiloberfläche,
- den Umgebungsbedingungen und
- der Belastungsart [Hai06].

Zur formelmäßigen Beschreibung der Wöhlerlinie gibt es verschiedene Ansätze [Hai06]:

- nach WÖHLER (1870)  $\lg N = a - b\sigma$
- nach BASQUIN (1910)  $\lg N = a - b\lg \sigma$
- nach STROMEYER (1914)  $\lg N = a - b\lg(\sigma - \sigma_k)$
- nach PALMGREN (1924)  $\lg(N+B) = a - b\lg(\sigma - \sigma_k)$
- nach WEIBULL (1949)  $\lg(N+B) = a - b\lg[(\sigma - \sigma_k)/(R_m - \sigma_k)]$
- nach STÜSSI (1955)  $\lg N = a - b\lg[(\sigma - \sigma_k)/(R_m - \sigma_k)]$
- nach BASTENAIRE (1963)  $\lg N = a - \lg(\sigma - \sigma_k) - b(\sigma - \sigma_k)^c$

Neben Geraden im halb- oder doppellogarithmischen Netz handelt es sich dabei um Kurven mit asymptotischem Übergang in die sogenannte Dauerfestigkeit und Kurven mit S-förmigem Verlauf [Hai06]. Wöhlerlinien werden heute üblicherweise bei doppellogarithmischer Auftragung näherungsweise als Geraden abgebildet, die auf Höhe der Spannungsamplitude am Abknickpunkt  $\sigma_k$  und der zugehörigen Versagensschwingspielzahl  $N_k$  in einen flacheren Verlauf abknicken [Hai06, Vor00]. Von einem horizontalen Verlauf der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt als Grenze der sogenannten Dauerfestigkeit wird heutzutage nicht mehr ausgegangen, da eine Dauerfestigkeit im wörtlichen Sinn in der Realität nicht existiert [Son05, Son05d, Son07a, Son08b].

$$N = N_k \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_k}\right)^{-k} \quad \text{für} \quad \sigma_k \leq \sigma_a \leq \sigma_{a,R_e} \quad 2-1$$

Abhängig von der Spannungsamplitude  $\sigma_a$  ergibt sich die erreichbare Versagensschwingspielzahl  $N$  [Hol04]. Der Exponent  $k$  bestimmt die Neigung der Wöhlerlinie, die oberhalb der streckgrenzenbezogenen Grenzspannung  $\sigma_{a,R_e}$  zu kleineren Schwingspielzahlen hin von der Geraden abweicht. Die Parameter  $\sigma_k$ ,  $N_k$  und  $k$  hängen vom Spannungsverhältnis  $R$ , von der Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_{\bar{v}}$ , den bauteilbezogenen Einflussgrößen und vom Versagenskriterium (z.B. Anriss oder Bruch) ab [Vor00].  $R$  ist definiert als:

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad 2-2$$

mit Unterspannung  $\sigma_u$  und Oberspannung  $\sigma_o$ .

Der Einfluss des Spannungsverhältnisses bzw. der Mittelspannung  $\sigma_m$  lässt sich ausgehend von entsprechend ermittelten Wöhlerlinien in einem sogenannten Dauerfestigkeits-Schaubild darstellen, z.B. in der Darstellung nach SMITH oder HAIGH (Abbildung 2-4) [Hai06].

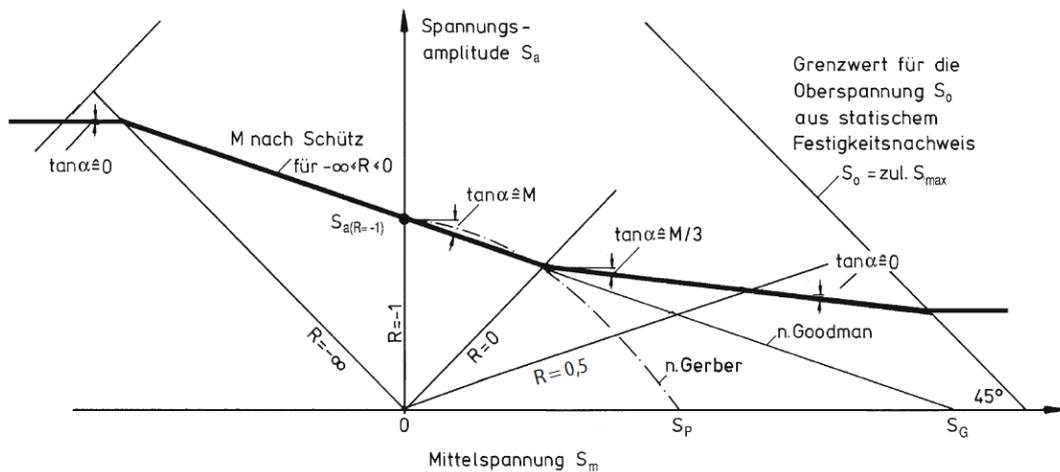


Abbildung 2-4: Haigh-Diagramm [Hai06]

Um diesen Einfluss mit einem Zahlenwert beschreiben zu können, lässt sich nach einem Vorschlag von SCHÜTZ die Mittelspannungsempfindlichkeit  $M$  einführen [Sch65]:

$$M = \frac{\sigma_{a(R=-1)} - \sigma_{a(R=0)}}{\sigma_{m(R=0)}} \quad 2-3$$

Bei dem Grenzfall  $M = 0$  besitzt die Mittelspannung keinen Einfluss, bei dem zweiten Grenzfall  $M = 1$  hat die Mittelspannung neben der Spannungsamplitude volles Gewicht [Hai06].

Die Gaßnerlinie beschreibt die Schwingfestigkeitseigenschaften unter Belastung mit variablen Amplituden, Abbildung 2-5. Hierbei werden die Ergebnisse der Gaßnerversuche (Schwingfestigkeitsversuche unter Belastung mit variablen Amplituden) über den Höchstwert der jeweils gefahrenen Teilfolge  $\bar{L}_a$  bzw.  $\bar{\sigma}_a$  und der sich ergebenden Versagenschwingspielzahl  $\bar{N}$  aufgetragen [Son05, Son07, Son08].

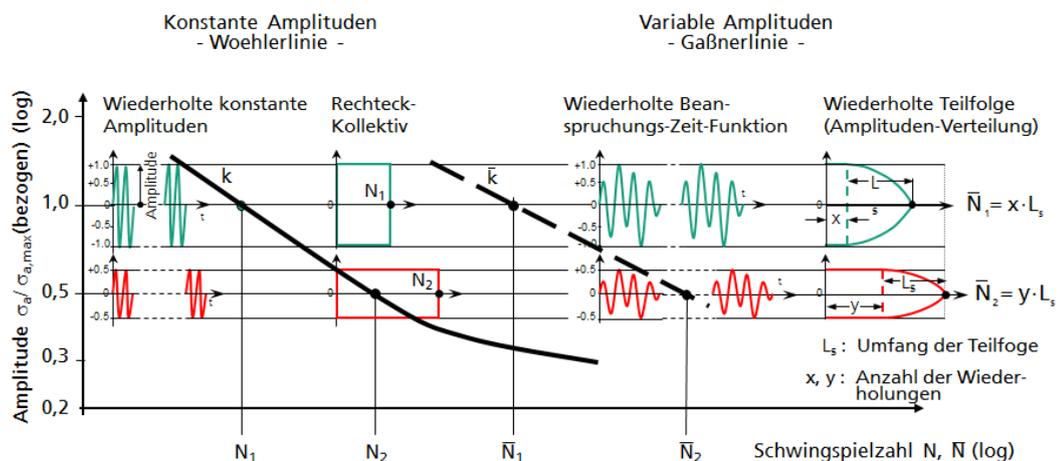


Abbildung 2-5: Wöhler- und Gaßnerlinie nach [Son05]

Die Bauteilbelastung wird durch die Belastungs-Zeit-Reihe eindeutig beschrieben, die in der Regel aus unter Betriebsbelastung gemessenen Signalen abgeleitet wird [Bru06]. Mittels statistischer Zählverfahren wird in der GASSNER'schen Konzeption ein Kollektiv zur Lastannahme

für Schwingfestigkeitsversuche ermittelt [Hai06]. Dafür kommen unterschiedliche Zählverfahren in Betracht. Häufig finden folgende Verfahren Anwendung:

- *Klassendurchgangs-Verfahren (Zählung der Überschreitungshäufigkeiten, „level crossing“)*  
Hierbei wird in einfacher Weise die Überschreitungshäufigkeit vorgegebener Klassengrenzen der Belastung bzw. Beanspruchung gezählt [Hai06].
- *Spannenpaar-Verfahren („range pair“)*  
Das Spannenpaar-Verfahren nach DIN 45667 kann als Sonderfall des Rainflow-Verfahrens angesehen werden. „Bei ihm werden von Unterwerten aufwärts positive Spannen und von Oberwerten abwärts negative Spannen erfasst. Eine Zählung wird aber erst dann vorgenommen, wenn zu einer positiven Spanne eine gleich große negative Spanne ( $+S_1$  und  $-S_1$ ,  $+S_2$  und  $-S_2$ , usw.) als Spannenpaar aufgetreten ist.“ [Hai06]
- *Rainflow-Verfahren*  
Die Rainflow-Zählung stellt ein zweiparametrisches Klassierverfahren dar. Dabei werden die Umkehrpunkte der Last-Zeit-Funktion den Ausgangs- und Zielklassen einer Übergangsmatrix zugeordnet [Rad07]. Die Rainflow-Zählung nach MATSUSHI und ENDO [Mat68] und von de JONGE [Jon82] „wertet die vertikal gestellte Dehnung-Zeit-Funktion in grafischer Analogie zum (in Japan geläufigen) „Regenwasserfluss von Pagodendach zu Pagodendach“ aus. Dadurch werden die im zyklischen Spannungs-Dehnungs-Diagramm durchlaufenen Hystereseschleifen erfasst“ [Rad07].

Für detaillierte Beschreibungen der Zählverfahren sei an dieser Stelle auf die Literatur verwiesen. Die wesentlichen Kennwerte eines Lastkollektivs sind nach [Hai06]:

- die Gesamthäufigkeit oder der Kollektivumfang  $\bar{H}$
- die Kollektivform
- die Höchstwerte  $\bar{\sigma}_{max}$  und  $\bar{\sigma}_{min}$  oder dementsprechend die größte Spannungsamplitude  $\bar{\sigma}_{a,max}$  und die zugehörige Mittelspannung  $\bar{\sigma}_m$

Die Form des Lastkollektivs kann einen entscheidenden Einfluss auf die Lebensdauer haben, Abbildung 2-6 [Son07, Son11].

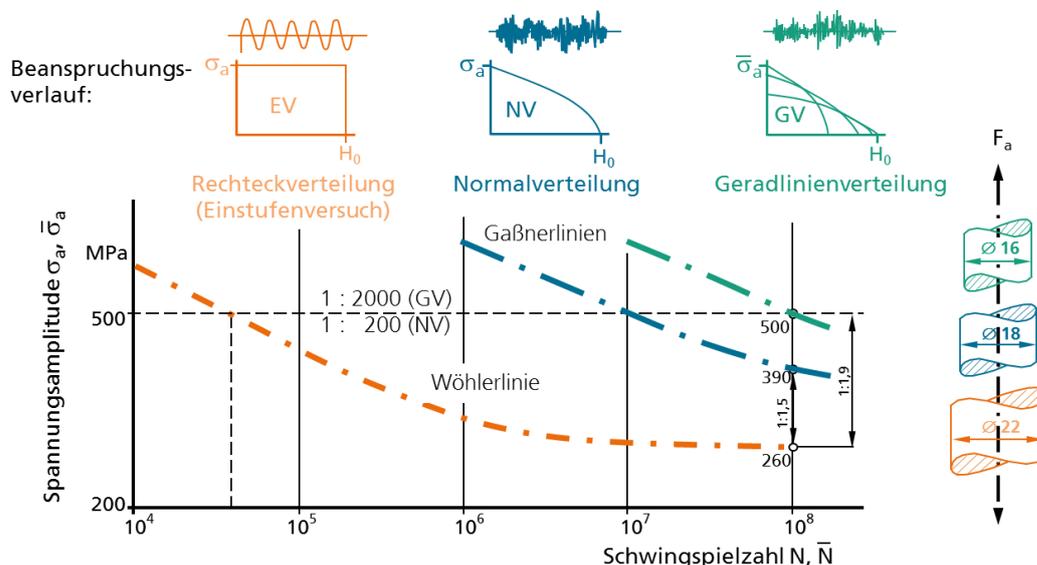


Abbildung 2-6: Einfluss der Kollektivform auf Lebensdauer und Bauteilabmessungen [Son10]

Ob und in welchem Maß dies bei strukturellen Klebverbindungen der Fall ist, war vor der Durchführung der im Folgenden beschriebenen Arbeiten nicht bekannt. Mathematisch kann die Kollektivform nach [FKM02] durch das Völligkeitsmaß  $v$  beschrieben werden:

$$v = \sqrt[k]{\sum \frac{h_i}{H} \left( \frac{\sigma_{a,i}}{\sigma_{a,max}} \right)^k} \quad 2-4$$

Hierbei fließt die Wöhlerlinienneigung  $k$  der Kennwerte unter Belastung mit konstanten Amplituden ein. Die Abhängigkeit vom Lastkollektiv ist über die Berechnung des Völligkeitsmaßes  $v$  in Abhängigkeit der Gesamtzyklenzahl  $H$ , des Kollektivhöchstwertes  $\sigma_{a,max}$ , der Last- bzw. Spannungsamplitude  $\sigma_{a,i}$  und der zugehörigen Schwingspielzahl  $h_i$  gegeben. Dabei ist allerdings nicht davon auszugehen, dass im Rahmen einer Schadensakkumulationsrechnung (s. Kapitel 2.2.7) die alleinige Berücksichtigung der Kollektivvölligkeit zu zuverlässigen Lebensdauerabschätzungen führen muss [Son11].

Bei der Schwingfestigkeitsanalyse unter Belastung mit variablen Amplituden sind darüber hinaus weitere Einflussfaktoren zu beachten – unter anderem Mittelspannungsschwankungen, Schadensakkumulation, Reihenfolge der Belastungsamplituden, Werkstoffverhalten, Korrosion, Eigenspannungen, Missbrauchs- und Sonderlasten, Kerbwirkungen, etc. [Son10].

### 2.2.2 Nennspannungskonzept

Die Grundlagen des Nennspannungskonzepts, Abbildung 2-7, bilden äußere Lasten und die Schwingfestigkeit des Bauteils.

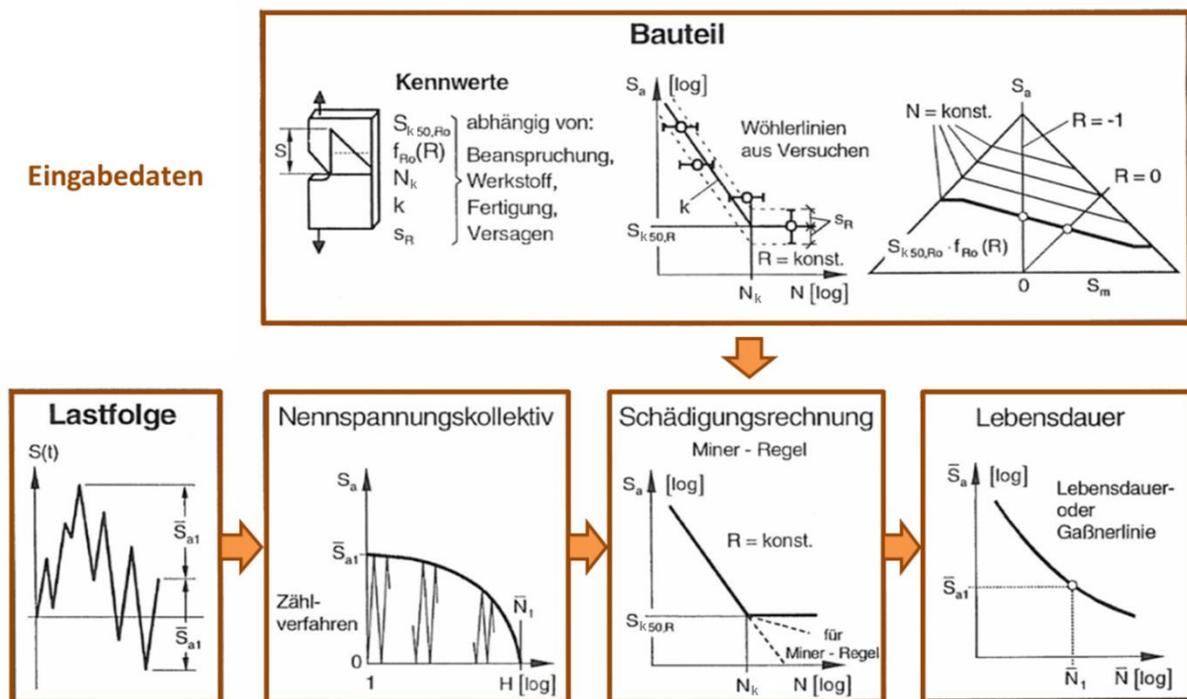


Abbildung 2-7: Nennspannungskonzept nach [Vor03]

Das Nennspannungskonzept ist auch unter dem Namen „Globales Konzept“ bekannt, womit der Unterschied zum lokalen, örtlichen Konzept hervorgehoben wird. Ein großer konzeptbedingter Nachteil ist, dass bauteilspezifische Wöhlerlinien benötigt werden. Einen weiteren

---

Nachteil stellt die Tatsache dar, dass eine Nennspannung nicht immer definierbar ist (z.B. bei Flächentragwerken ist eine sinnvolle Definition des Nennquerschnitts nicht möglich [Hai89]).

Die benötigte Nennspannung  $S$  ist für Zug mit Normalkraft  $F$  und Fläche  $A$  allgemein definiert [Hai06] als

$$S = \frac{F}{A} \quad 2-5$$

für Biegung mit Biegemoment  $M_b$  und Widerstandsmoment  $W_b$  als

$$S = \frac{M_b}{W_b} \quad 2-6$$

Für Schub ist die Nennschubspannung  $T$  in Abhängigkeit der Schubkraft  $Q$  und der Fläche  $A$  definiert als

$$T = \frac{Q}{A} \quad 2-7$$

und für Verdrehung (Torsion) mit dem Verdrehmoment  $M_t$  und dem Widerstandsmoment bei Verdrehung des Nennquerschnitts  $W_t$  als

$$T = \frac{M_t}{W_t} \quad 2-8$$

An jeder Art von Kerbstelle wird eine von der Bauteilgestalt und der Beanspruchungsart abhängige Spannungsspitze  $\sigma_{e,max}$  erreicht. Der Zusammenhang zwischen der Spannungsspitze  $\sigma_{e,max}$  und der Nennspannung  $S$  wird durch die (elastische) Formzahl  $K_t$  hergestellt [Hai06]:

$$K_t = \frac{\sigma_{e,max}}{S} \quad 2-9$$

bei vorliegender Normalspannung  $S$  bzw.

$$K_t = \frac{\tau_{e,max}}{T} \quad 2-10$$

bei vorliegender Schubspannung  $T$ .

Für die vollplastische Formzahl  $K_p$  gilt entsprechend Gleichung (2-9) mit  $S_p$  statt  $S$  (bzw. Gleichung (2-10) mit  $T_p$  statt  $T$ ), wobei  $S_p$  die Nennspannung im Kerbquerschnitt für den vollplastischen Zustand und  $T_p$  die entsprechende Schubspannung für den vollplastischen Zustand darstellt.

Im Falle zyklischer Belastung und bei kleinem Kerbradius bzw. bei steilem bezogenem Spannungsgefälle wirkt sich die spannungstheoretische Formzahl  $K_t$  nicht voll schwingfestigkeitsmindernd aus [Hai06]. Durch örtliches Fließen im Bereich des Kerbgrundes kann sich die Kerbspannung nicht wie bei ruhender Belastung ausbilden. Die Abminderung der Schwingfestigkeit erfolgt lediglich im Verhältnis der Kerbwirkungszahl  $K_f$ .  $K_f$  ist mit der sogenannten Dauerfestigkeit (Spannungsamplitude am Abknickpunkt der Wöhlerlinie) der ungekerbten polierten Probe  $\sigma_k$  und jener der gekerbten Probe oder des entsprechenden Bauteils  $S_k$  definiert als [Rad03]:

$$K_f = \frac{\sigma_k(K_t = 1)}{S_k(K_t > 1)}$$

2-11

bei  $R = -1$ .

Über die Schwingfestigkeit des Bauteils geben die ertragbaren Spannungs- bzw. Lastamplituden gemäß der jeweiligen Bauteilwöhlerlinie Aufschluss [Her96].

### 2.2.3 Strukturspannungskonzept

Strukturspannungen werden meist aus Finite-Elemente-Berechnungen erhalten und erfassen vornehmlich geometrische Einflüsse auf das globale Spannungsfeld [Hai06]. Sie können prinzipiell als verbesserte Nennspannungen angesehen werden. Bei zugrunde liegendem linear-elastischem Werkstoffverhalten gilt für die Ableitung der Strukturspannungs-Kollektive und die Schadensakkumulation das Gleiche wie beim Nennspannungskonzept [Hai06]. Es gibt keine einheitliche Definition eines Strukturspannungskonzepts. Häufigste Anwendung finden derartige Konzepte bei der Bewertung von Schweißnahtverbindungen, vgl. z.B. hot-spot-Spannungsauswertung nach FRICKE, Abbildung 2-8 [Rad07].

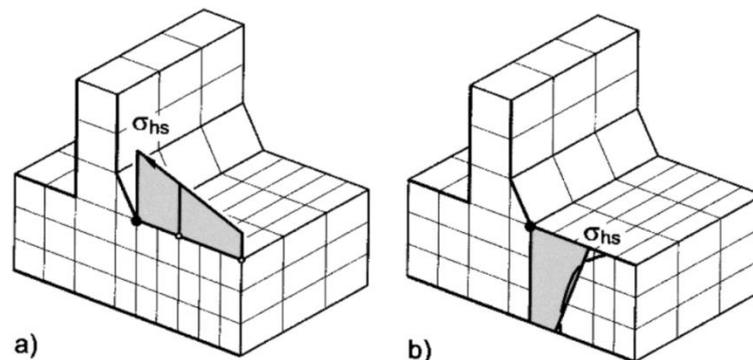


Abbildung 2-8: Definition der Hotspot-Spannung  $\sigma_{hs}$  bei Schweißnähten nach FRICKE [Rad07]

Dabei wurden zwei verschiedene Grundtypen der hot-spot-Spannungsauswertung am Nahtübergang in einem grob vernetzten Finite-Elemente-Modell entwickelt (Kehlnaht an Quersteife als Beispiel): die lineare Extrapolation der Oberflächenspannungen an zwei Auswertepunkten (a) in Abbildung 2-8 oder die Linearisierung der Spannungen über die Plattendicke am Nahtübergang (b) in Abbildung 2-8; nach FRICKE in [Rad06, Rad07].

Die Wahl einer richtigen Hypothese zur Berücksichtigung der lokalen Spannungsmehraxialität hängt dabei von der Beanspruchungs- bzw. Belastungsart ab. Liegt als Belastungsart proportionale Wechsel- und Schwellbeanspruchung vor, ist der Beanspruchungszustand dadurch gekennzeichnet, dass die Hauptspannungen zu jedem Zeitpunkt der Schwingbeanspruchung in ihrer Richtung körperfest und in der Größe verhältnismäßig sind. Aus Erfahrungen ist bekannt, dass die klassischen Festigkeits-Hypothesen mit ausreichender Genauigkeit auf diesen Fall anwendbar sind [Hai06].

Die klassischen Festigkeitshypothesen sind für duktile Werkstoffe die Gestaltänderungsenergie- und die Schubspannungshypothese [Hai89]. Die Vergleichsspannung nach von MISES bzw. nach der Gestaltänderungsenergiehypothese ist definiert als

$$\sigma_{v,Mises} = \sqrt{\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{33}^2 - \sigma_{11}\sigma_{22} - \sigma_{11}\sigma_{33} - \sigma_{22}\sigma_{33} + 3 \cdot (\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2 + \tau_{23}^2)} \quad 2-12$$

(koordinatenbezogen,  $1 \hat{=} x$ ,  $2 \hat{=} y$ ,  $3 \hat{=} z$ ).

Für den im Falle freier Oberflächen in der Regel interessierenden ebenen Spannungszustand an der Oberfläche gilt entsprechend:

$$\sigma_{v,Mises} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2 + 3 \cdot \tau_{12}^2} \quad 2-13$$

Die Schubspannungshypothese nach TRESCA weicht i.d.R. um maximal 15 % von den Werten nach Gleichung (2-12) bzw. (2-13) ab und ist für den zweiachsigen Zustand definiert als:

$$\sigma_{v,Tresca} = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + 4 \cdot \tau_{12}^2} \quad 2-14$$

Für spröde Werkstoffe ist die Normalspannungshypothese anzuwenden [Hai06]:

$$\sigma_{v,NH} = \frac{1}{2} \left[ \sigma_1 + \sigma_2 + \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + 4 \cdot \tau_{12}^2} \right] \quad 2-15$$

Liegen allerdings nichtproportionale phasenverschobene Schwingbeanspruchungen vor, so können die erwähnten Vergleichsspannungen nicht verwendet werden. Dies ist der Fall, wenn die Komponenten der mehrachsigen Beanspruchung phasenverschoben schwingen, sie mit unterschiedlichen Mittelspannungen behaftet sind, sie unterschiedliche Frequenzen aufweisen oder wenn sie unterschiedlich mit jeweils veränderlichen Amplituden schwingen [Hai06]. In diesem Fall besteht die Schwierigkeit darin, dass die Hauptspannungen weder in ihrer Richtung körperfest noch in ihrer Größe verhältnisgleich sind. Dies kann mit den klassischen Festigkeitshypothesen nicht berücksichtigt werden. Stattdessen stellt die Methode der kritischen Schnittebene eine mögliche anwendbare Hypothese dar, wobei die Betrachtung vom Hauptspannungsgerüst gelöst wird und stattdessen für körperfeste Schnittebenen vorgenommen wird [Hai06]. Für jede Schnittebene wird die jeweilige Schädigung berechnet und schließlich die größte Schädigung als relevant ausgewählt.

Eine weitergehende Betrachtung dieses umfangreichen Themas soll im Rahmen dieser Arbeit nicht erfolgen. Näheres findet sich z.B. in [Hai06] oder [Rad07].

## 2.2.4 Örtliches Konzept

Die beiden Grundgedanken des „Örtlichen Konzepts“, auch als Kerbgrund- bzw. Kerbdehnungskonzept bezeichnet (Abbildung 2-9), lauten [Kot05]:

1. Entscheidend für die Schädigung ist die zeitliche Charakteristik der Dehnungen im schwingbruchgefährdeten Bereich.
2. Die Schädigung, hervorgerufen durch die Dehnungen im schwingbruchgefährdeten Bereich, ist äquivalent zu der einer gleichen Dehnung im ungekerbten Werkstoff.

Als Versagensgrenze wird beim Örtlichen Konzept im Allgemeinen der Anriss des Bauteils definiert [Vor00].

Entscheidend für die Anwendung des Örtlichen Konzepts ist zum einen, dass keine Nennspannung zu definieren ist (eine solche Definition ist nicht immer möglich). Zum anderen werden keine aus Schwingfestigkeitsversuchen an Bauteilen stammenden Kenndaten wie Bauteilwöhlerlinienneigung, Abknickpunkt usw. benötigt, sondern lediglich experimentell ermittelte Kenndaten bzw. Kennfunktionen, die an einachsigen beanspruchten Werkstoffproben gewonnen werden [Vor00].

Alternativ können die zyklischen Kennwerte auch Datensammlungen, z.B. *Materials Data for Cyclic Loading* von BOLLER, SEEGER und BÄUMEL [Bae90, Bol87] entnommen werden oder mit Hilfe empirischer Näherungsformeln bestimmt werden. Mit diesen Näherungsformeln wird versucht, die zyklischen Werkstoffkennwerte aus statischen Kennwerten abzuschätzen, z.B. mit Hilfe der *Uniform Material Law* (1991) nach BÄUMEL/SEEGER [Bae91], des *Material Law for Steel Sheet* (2000) nach MASENDORF [Mas00] oder der *Method of Variable Slopes* (2004) nach HATSCHER [Hat04, Hat05]. Letztendlich liegen die zur Lebensdauerberechnung erforderlichen Eingangsdaten regulär in Form eines zyklischen Spannungs-Dehnungs-Diagramms und einer Werkstoff-Dehnungswöhlerlinie vor [Her96].

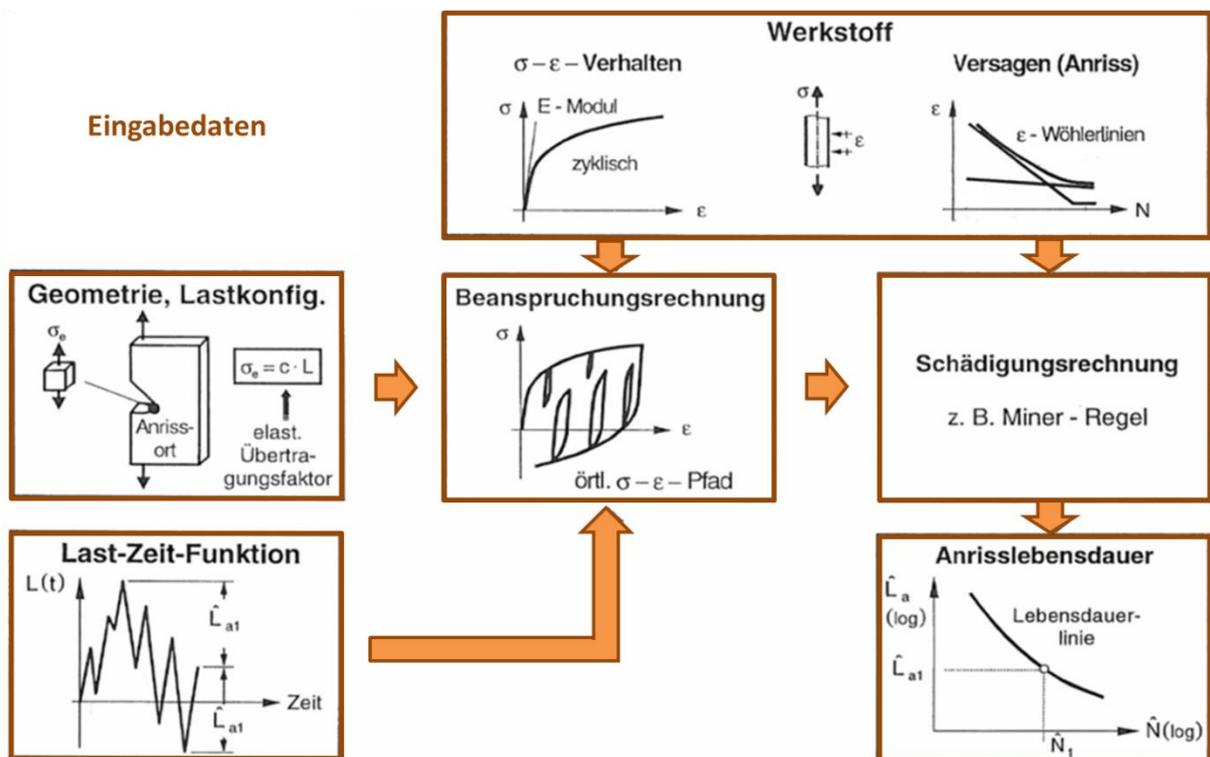


Abbildung 2-9: Örtliches Konzept nach [Vor03]

Nach SEEGER besteht das Örtliche Konzept zur Anrisslebensdauervorhersage aus den in Abbildung 2-10 dargestellten drei Bausteinen [See86]. Sind die Bauteilgeometrie, die Werkstoffdaten und die Last-Zeit-Funktion des belasteten Bauteils bekannt, kann mit Hilfe der Bausteine 1 und 2 das Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Kerbgrund ermittelt werden. Unter Verwendung von Baustein 3 lässt sich das Versagen des Bauteils durch Anriss abschätzen.

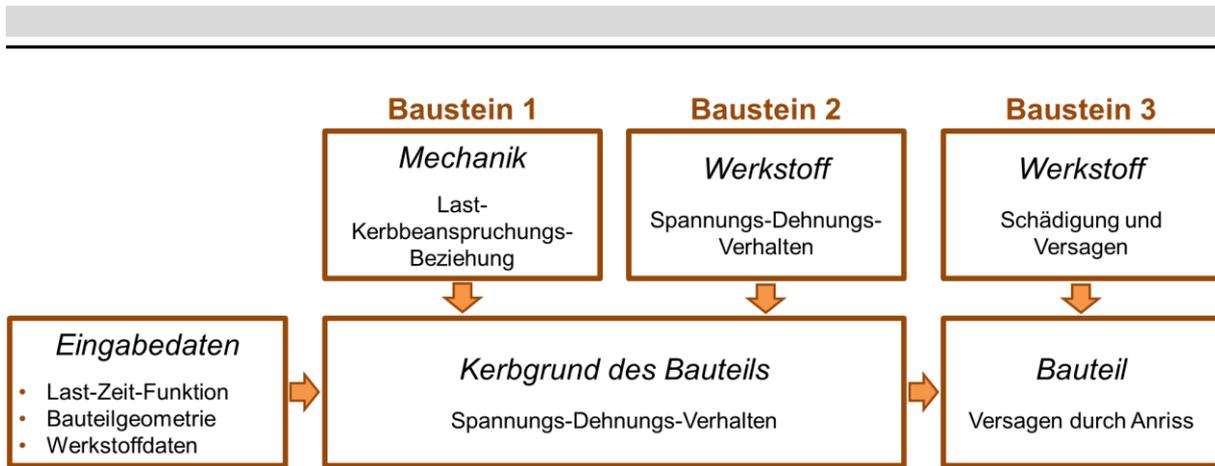


Abbildung 2-10: Bausteine des Örtlichen Konzepts nach [See86]

Die erforderliche Schadensakkumulation bei Belastung mit variablen Amplituden erfolgt oftmals ohne Berücksichtigung der sogenannten Dauerfestigkeit (elementare PALMGREN-MINER-Regel, vgl. Kapitel 2.2.7) [Her96]. Es werden folglich meist alle Schwingspiele als schädigungswirksam angesehen. Der Schädigungsbeitrag  $D$  einer Hysterese lautet [Vor00, Hai06]:

$$D = \frac{1}{N} \quad 2-16$$

mit der Versagensschwingspielzahl  $N$ .

Die Schädigungsbeiträge der einzelnen Hysteresen werden nun wie bei der Verwendung des Nennspannungskonzepts nach der PALMGREN-MINER-Regel aufaddiert (vgl. Kapitel 2.2.7). Auch hier können die verschiedenen Varianten der PALMGREN-MINER-Regel zur Anwendung kommen. Versagen tritt dann ein, wenn die Schadenssumme den Wert 1 oder einen anderen, im einzelnen festzulegenden Wert (relative PALMGREN-MINER-Regel, s. Kapitel 2.2.7) ergibt [Bux92, Vor00, Hai06].

$$\sum_i D_i = \sum_i \frac{1}{N_i} = 1 \quad 2-17$$

### 2.2.5 Rissfortschrittskonzept

Im Rahmen des Rissfortschrittskonzepts wird die Rissfortschrittslebensdauer analysiert. Dies ist zulässig, wenn die Rissfortschrittsphase die Gesamtlebensdauer dominiert bzw. die Restlebensdauer nach Schwinganriss von Interesse ist. Andererseits wird teilweise auch von einem bereits zu Beginn eines Bauteillebens vorliegenden Anfangsriss ausgegangen. Prinzipiell gilt es hier zwischen der elastisch-plastischen Kurzrissbruchmechanik und der elastischen Langrissbruchmechanik zu unterscheiden. Das prinzipielle Vorgehen bei einer Lebensdaueranalyse nach dem Rissfortschrittskonzept ist in Abbildung 2-11 zusammengefasst.

Basierend auf bekannten bzw. zu bestimmenden Zusammenhängen zwischen der Rissfortschrittschwindigkeit  $da/dn$  und einem geeigneten Parameter zur Beschreibung der Risspitzenbeanspruchung kann eine entsprechende Rissfortschrittsrechnung durchgeführt werden.

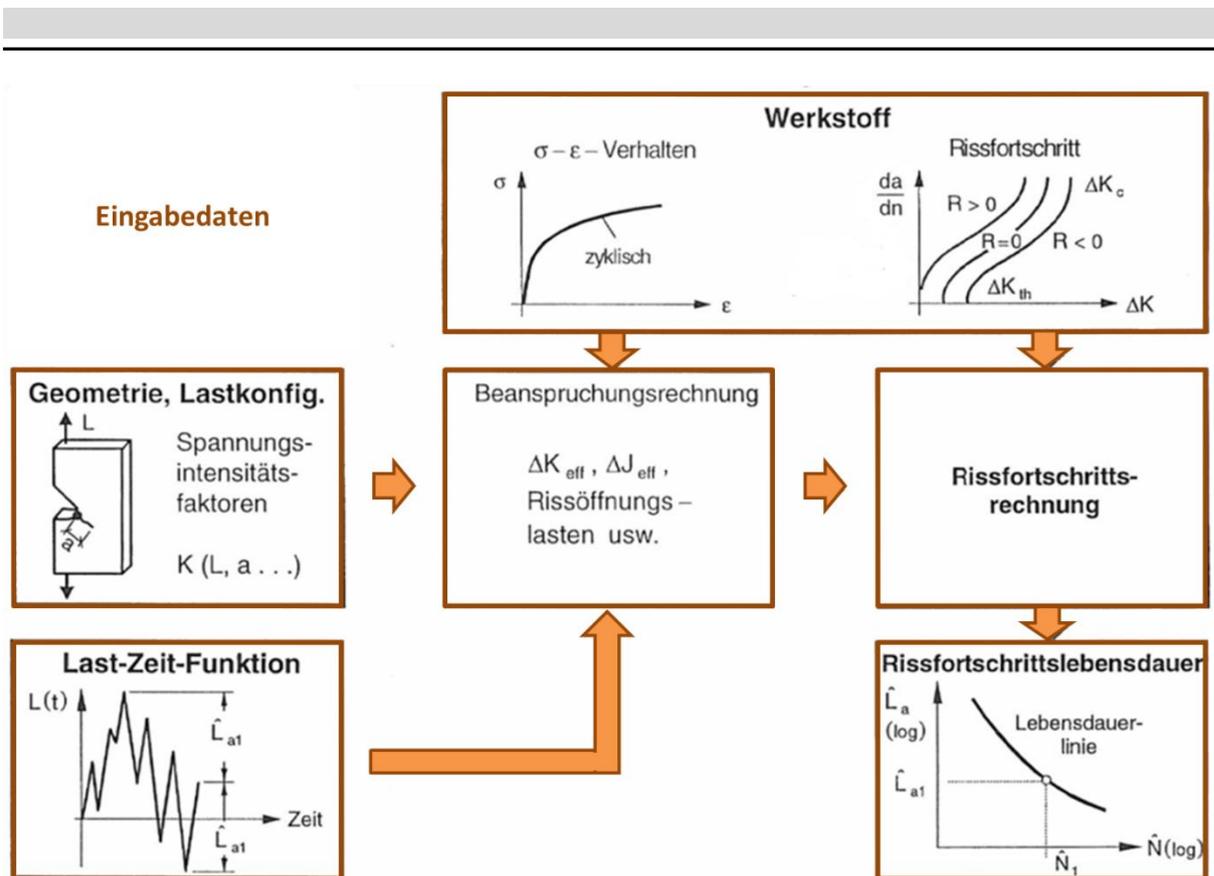


Abbildung 2-11: Rissfortschrittskonzept nach [Vor03]

Zur Beschreibung der Risspitzenbeanspruchung kann bei elastischem Verhalten der Spannungsintensitätsfaktor  $K$  und bei elastisch-plastischen Betrachtungen z.B. das J-Integral herangezogen werden.

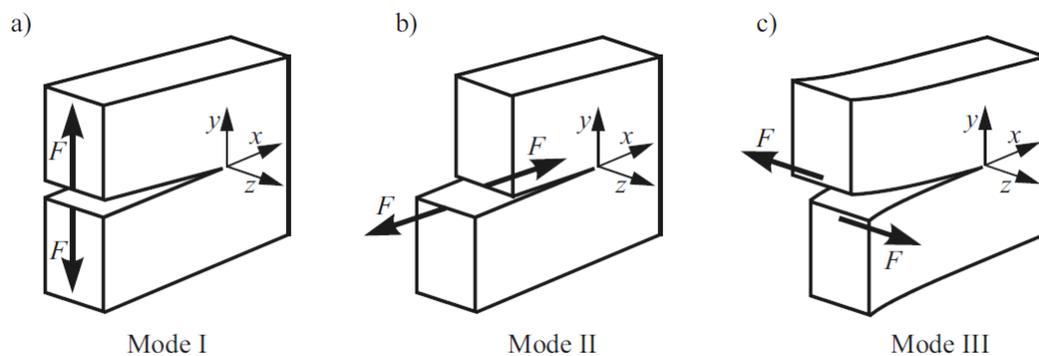


Abbildung 2-12: Die drei grundlegenden Rissbeanspruchungsarten der Bruchmechanik [Ric09]

- a) Mode I: Umfasst alle Normalbeanspruchungen, die ein Öffnen des Risses bewirken
- b) Mode II: Gilt für alle Schubbeanspruchungen, die ein entgegengesetztes Gleiten der Rissoberflächen in Rissrichtung hervorrufen
- c) Mode III: Entsteht bei nichtebenen Schubspannungszustand, der ein Gleiten der Rissoberfläche quer zur Rissrichtung bewirkt

Der Spannungsintensitätsfaktor  $K$  wird entsprechend der Rissöffnungsart als  $K_I$ ,  $K_{II}$  und  $K_{III}$  definiert, Abbildung 2-12.

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_I$$

2-18

$$K_{II} = \tau \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_{II} \quad 2-19$$

$$K_{III} = \tau_z \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_{III} \quad 2-20$$

$K$  ist abhängig von der vorliegenden Beanspruchungshöhe  $\sigma$ ,  $\tau$  bzw.  $\tau_z$  und Risstiefe  $a$ . Außerdem wirkt sich die Risslage, die Geometrie des Bauteils und die Art und Stelle der Lasteinleitung auf die Höhe des Spannungsintensitätsfaktors aus. Dies wird durch den Geometriefaktor  $Y$  berücksichtigt [Ric09].

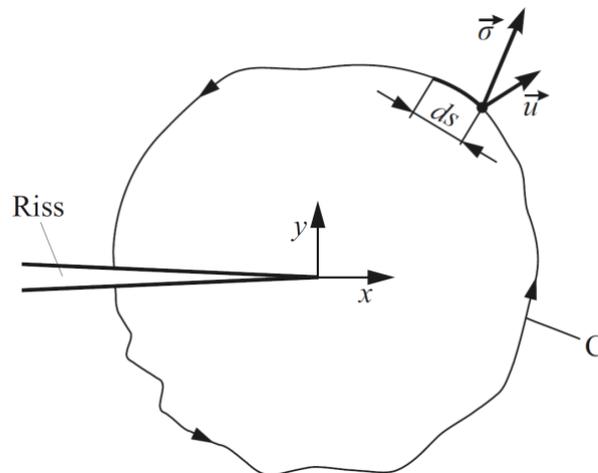


Abbildung 2-13: Veranschaulichung des Integrationsweges und der Größen beim J-Integral [Ric09]

- C: Integrationsweg
- $\vec{\sigma}$ : Spannungsvektor
- $\vec{u}$ : Verschiebungsvektor
- $ds$ : Wegkoordinate

Das sogenannte J-Integral wurde von Rice [Hah76, Ric68] als ein Linienintegral mit geschlossenem Integrationsweg um die Risspitze eingeführt, Abbildung 2-13:

$$J = \int_C \left( \bar{U} dy - \vec{\sigma} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds \right) \quad 2-21$$

mit der elastischen Energiedichte  $\bar{U}$ , dem Spannungsvektor  $\vec{\sigma}$ , dem Verschiebungsvektor  $\vec{u}$  auf dem Integrationsweg  $C$  und  $ds$  als Wegkoordinate.

$$\bar{U} = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad 2-22$$

Bei zyklischer Belastung wird entsprechend der zyklische Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K$  bzw. das zyklische J-Integral  $\Delta J$  zur Bewertung herangezogen.

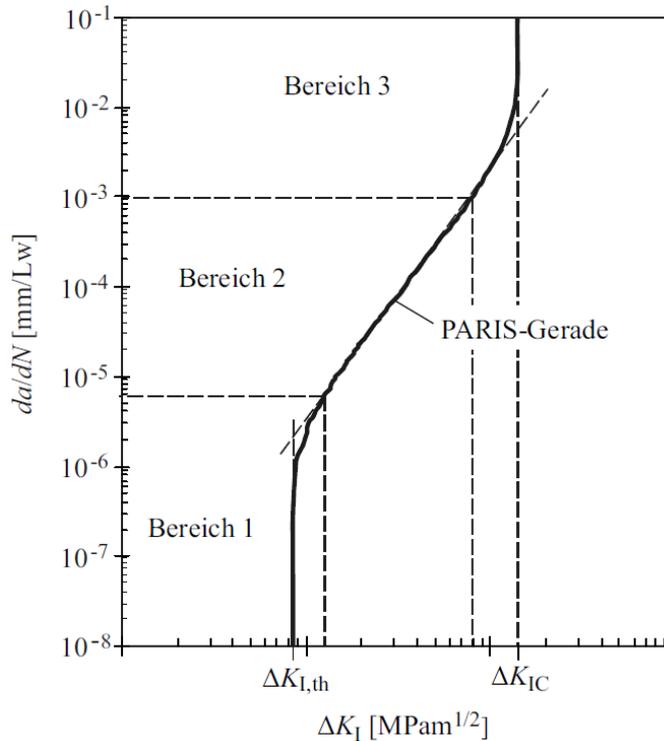


Abbildung 2-14: Darstellung des Zusammenhangs zwischen der Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dn$  und dem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K_I$  [Ric09]

Der Zusammenhang zwischen der Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dn$  und dem Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K$  wird im mittleren Bereich oftmals mittels des sogenannten PARIS-Gesetzes beschrieben, Abbildung 2-14 [Par61]:

$$\frac{da}{dn} = C \cdot \Delta K^m \quad 2-23$$

mit den werkstoffabhängigen Größen  $C$  und  $m$ . Der Vorfaktor  $C$  wird außerdem vom Spannungsverhältnis beeinflusst [Ric09]. Die Rissgeschwindigkeitskurve nähert sich asymptotisch zwei angenommenen Grenzen: Im unteren Bereich bildet der Schwellwert  $\Delta K_{th}$  der zyklischen Spannungsintensität, auch Threshold-Wert genannt, die Grenze, unterhalb derer ein Wachstum (messbarer) langer Risse als vernachlässigbar gering angesehen wird. Dabei ist wie bei der sogenannten Dauerfestigkeit zu beachten, dass diese Grenze in der Realität so nicht existiert [Son05d, Son08b]. Im oberen Bereich liegt bei  $\Delta K_C$  die Grenze zur instabilen Rissausbreitung [Ric09].

### 2.2.6 Einflüsse auf die Bauteilschwingfestigkeit

Bei der Übertragung örtlicher Konzepte auf reale Bauteile müssen diverse Einflüsse beachtet werden (Auswahl nach [Hol04]):

#### 1. Reihenfolgeeffekte

*schädigungsbedingt:* Dieser Einfluss wird durch die komplexen Wechselwirkungen unterschiedlicher Lastspiele, durch Beschleunigung oder Verzögerung von Schädigungsprozessen verursacht. Er betrifft die Wechselwirkungen werkstoffmechanischer Prozesse aufei-

einander folgender Schwingspiele [Hol04]. Ein Beispiel hierfür ist der Abbau der Verfestigung bei Spannungsamplituden oberhalb der zyklischen Dehngrenze.

*Dauerfestigkeitsbedingt:* Dieser Einfluss wird durch das allmähliche Absinken der sogenannten Dauerfestigkeit bzw. des Abknickpunktes der Wöhlerlinie bei fortschreitender Schädigung verursacht [Hol04]. Zu einem solchen Absinken der Ecklastspannung führen vor allem hohe Lastamplituden und Korrosion.

In Abbildung 2-15 ist der Reihenfolgeeinfluss anhand experimenteller Untersuchungen unter Belastung mit einem realen und einem zufallsartig durchmischten Lastkollektiv und einer Blockprogrammprüfung zu erkennen. Während das durchmischte Kollektiv zu ähnlichen Lebensdauern wie die reale Belastung führt, wird die Lebensdauer durch blockweise Anordnung der Lastamplituden signifikant erhöht [Son05c, Bux91]. Um zuverlässige und vergleichbare Untersuchungen zu ermöglichen, wurden daher verschiedene standardisierte Lastkollektive entwickelt [Heu98].

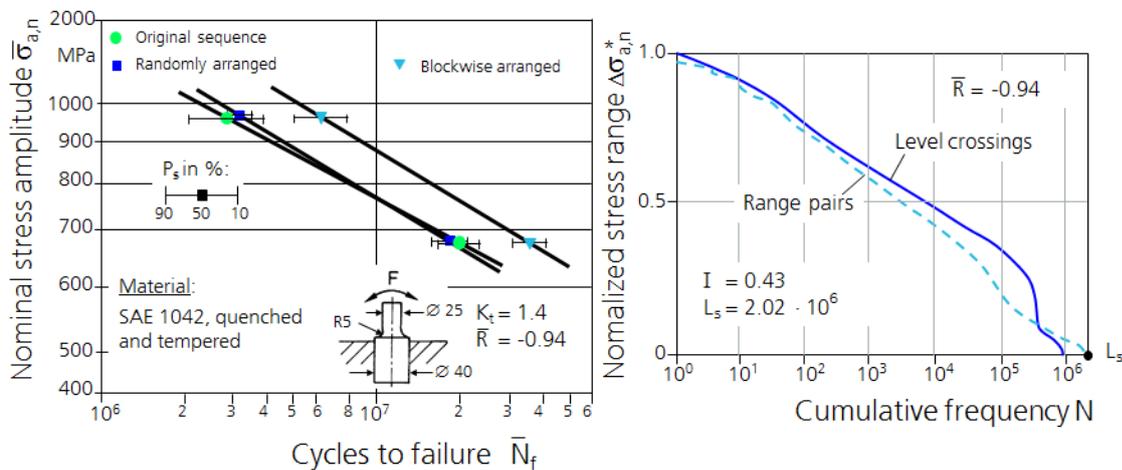


Abbildung 2-15: Beispiel für Reihenfolgeeinflüsse auf die Bauteillebensdauer [Son05c]

## 2. Technologischer Einfluss

*primär:* Die Festigkeitseigenschaften des Ausgangsmaterials sind beispielsweise von metallurgischen Eigenschaften und technologischen Parametern abhängig. Sie werden durch die absoluten Abmessungen, Herstellungsverfahren und den Entnahmeort der Probe bestimmt [Hol04].

*Sekundär:* Im Prozess der Bauteilfertigung stellen sich aufbauend auf den primären Einflüssen quantitative Eigenschaftsänderungen ein [Hol04]. Dies können z.B. Festigkeitsänderungen oder Oberflächeneigenschaften sein.

## 3. Statistischer Einfluss (Schwachstellenwahrscheinlichkeit)

Die Wahrscheinlichkeit des Auftretens einer zu einem Riss führenden mikrostrukturellen Schwachstelle (einer Fehlstelle) in der Oberflächenschicht oder auch im Innern einer großen Probe ist größer als in der geometrisch kleineren Probe. Der statistische Größeneinfluss ist besonders zu beachten bei überwiegend elastischer Beanspruchung (bei relativ spröden Werkstoffen) und bei Annäherung der Beanspruchung an den Abknickpunkt der Wöhlerlinie [Rad03].

---

#### 4. Spannungsmechanischer (geometrischer) Einfluss

Bei inhomogener Beanspruchungsverteilung oder mehraxialen Beanspruchungszuständen verursacht die Werkstoffstruktur eine Stützwirkung. Somit ist die örtliche Beanspruchung i.d.R. nicht voll schädigungswirksam [Hol04].

Der in der obigen Definition als sekundär technologisch bezeichnete Einfluss ist auch eigenständig als Oberflächeneinfluss oder oberflächentechnischer Größeneinfluss bekannt. Technologischer, statistischer und spannungsmechanischer (geometrischer) Einfluss (2.-4.) werden auch unter dem Oberbegriff Größeneinfluss zusammengefasst. Allgemein wird unter dem Begriff Größeneinfluss das Phänomen verstanden, dass die ertragbaren Lasten oder Beanspruchungen eines Bauteils mit zunehmender Bauteilgröße (bei verhältnismäßigen Abmessungen) abnehmen [See91].

Der spannungsmechanische (geometrische) Größeneinfluss beruht auf einer Stützwirkung infolge des Spannungsgefälles. Nach dem Stützwirkungsmodell von SIEBEL und STIELER wird das bezogene Spannungsgefälle  $\chi^*$  am Ort der höchsten Beanspruchung zum Maß der Festigkeitserhöhung gemacht [See91]. Im Nennspannungskonzept wird dieser Einfluss mittels der Stützziffer  $n$  berücksichtigt. Gelegentlich wird der Vorschlag geäußert, auch im Örtlichen Konzept die Werkstoffwöhlerlinie mittels dieses Faktors anzuheben. Dieses Vorgehen weist jedoch konzeptionelle Nachteile auf [Hol04].

Die Stützwirkung lässt sich zudem in die Makro- und Mikrostützwirkung nach NEUBER zerlegen. Die Makrostützwirkung ist die kontinuummechanisch begründete Beanspruchungsumlagerung in der Kerbe durch plastisches Fließen des Werkstoffs. Sie bedeutet folglich nichts anderes als die Berechnung der örtlichen elastisch-plastischen Beanspruchungen, also die Anwendung des Örtlichen Konzepts [See91]. Diese Makrostützwirkung wird demnach im Dehnungskonzept bereits durch die Last-Kerbdehnungsbeziehung berücksichtigt. Besitzt der Werkstoff jedoch „dauerfest“ ertragbare plastische Dehnungsamplituden, so lässt sich für den Bereich hoher Schwingungszahlen eine Makrostützziffer  $n_p$  berechnen. Diese ist allerdings unabhängig von der Formzahl  $K_t$  und von der Probengröße und hat nichts mit dem beschriebenen Größeneinfluss zu tun [See91].

Die Mikrostützwirkung ist ein Gedankenmodell, um die theoretische Spannungssingularität an scharfen Kerben ingenieurmäßig bewerten zu können. Der Stützziffer-Theorie widerspricht dabei, dass die Mikrostützwirkung nicht konstant, sondern von der Beanspruchungshöhe abhängig ist [Hol04]. Die Ursache für die Mikrostützwirkung liegt nach NEUBER [Neu61] darin, dass durch das reale Werkstoffgefüge eine Abweichung von der Annahme des strukturlosen Kontinuums existiert. Sobald die Spannung eines Gefügeteilchens eine kritische Größe erreicht, kann es über seine gesamte Ausdehnung fließen und homogenisiert so die Beanspruchungsverteilung [Hol04].

Die dabei wirksame fiktive Spannung  $\bar{\sigma}_e$  ist die im Kerbgrund mit dem fiktiven Kerbradius  $\rho_F$  über das Teilchen der Breite  $\rho^*$  (Ersatzstrukturlänge) gemittelte Beanspruchung (Abbildung 2-16) [Neu61].

$$\bar{\sigma}_e = \sigma_{e,max} \sqrt{\frac{\rho}{\rho_F}} \quad 2-24$$

mit

$$\rho_F = \rho + s\rho^*$$

2-25

wobei  $s$  werkstoffabhängig ist und im Bereich  $0,5 < s < 2,5$  liegt [Neu61].

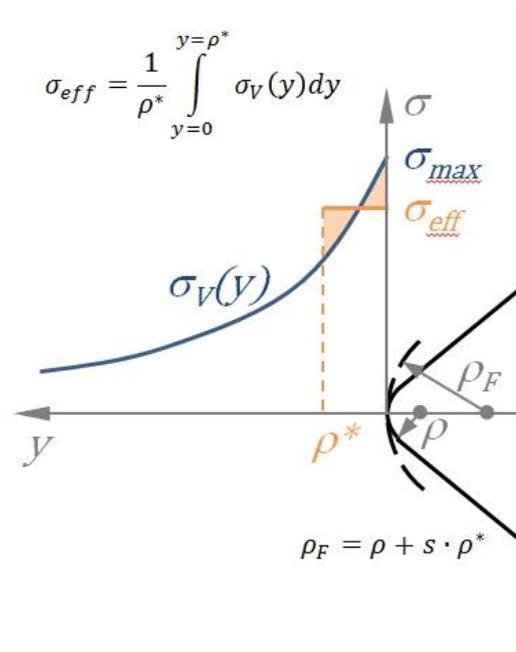


Abbildung 2-16: Mikrostützwirkung nach NEUBER [Neu68]

Die Ersatzstrukturgröße  $\rho^*$  ist eine Werkstoffkonstante und steht im Zusammenhang mit der Bruchzähigkeit [Hol04] bzw. der Dehngrenze  $R_{p0,2}$ , Abbildung 2-17.

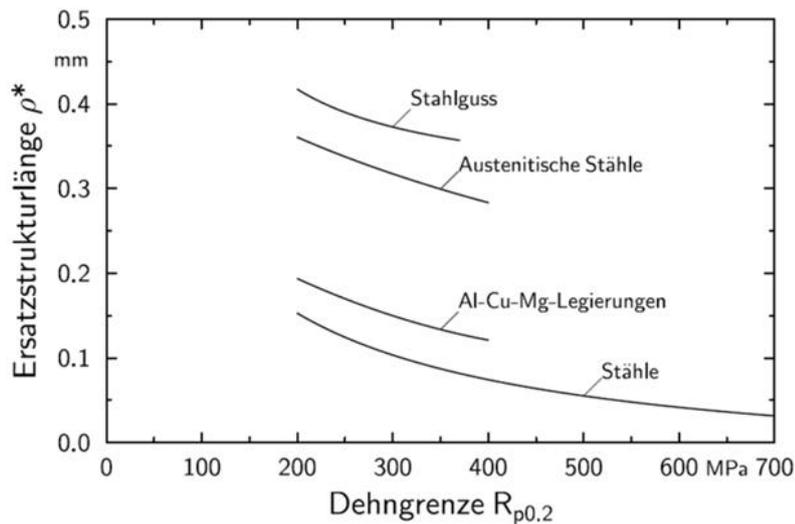


Abbildung 2-17: Abhängigkeit der Ersatzstrukturgröße  $\rho^*$  von der Dehngrenze  $R_{p0,2}$  [BAUMGARTNER nach Neu68]

Der Korrekturfaktor bzw. die Stützziffer  $n$  berechnen sich aus [Neu61]:

$$n = \frac{K_t}{K_f} = \sqrt{1 + \frac{s\rho^*}{\rho}}$$

2-26

mit der Kerbwirkungszahl (Ermüdungsformzahl)  $K_f$ .

Wie bei dem beschriebenen Spannungsmittelungsansatz nach NEUBER geht man bei dem sogenannten Spannungsabstandsansatz nicht davon aus, dass die Maximalspannung an der Oberfläche allein versagensbestimmend ist. Im Zusammenhang mit polierten Stahlproben wurde bereits von PETERSON stattdessen eine Spannung unter der Oberfläche als versagensrelevant erachtet [Moo45]. Er leitete empirisch einen werkstoffspezifischen Abstand  $a^*$  her, Abbildung 2-18 [Pet53].

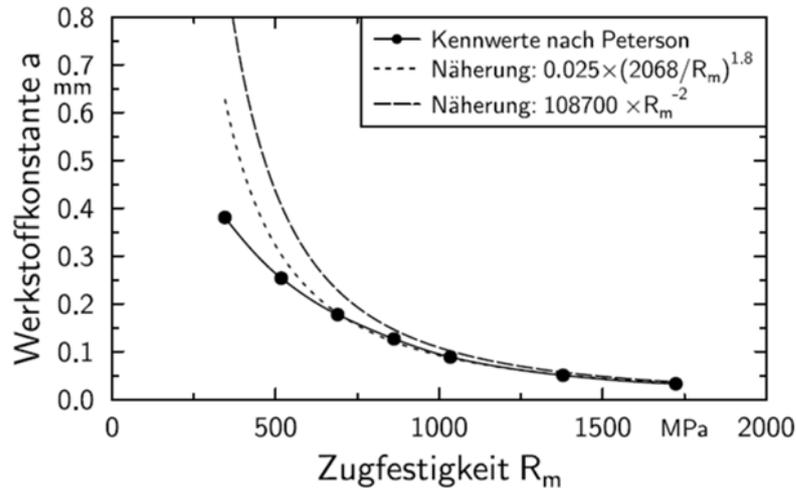


Abbildung 2-18: Kenngröße  $a^*$  nach PETERSON in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit [BAUMGARTNER], vgl. [Bau13]

Auf Vereinfachungen basierend stellte PETERSON folgenden Zusammenhang für die Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit von  $a^*$ ,  $K_t$  und dem Kerbradius  $r$  auf [Pet74]:

$$K_f = \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a^*}{r}} \quad 2-27$$

Allerdings berücksichtigt dieser Ansatz weder den Einfluss unterschiedlicher Spannungsverläufe (z.B. aufgrund unterschiedlicher Kerböffnungswinkel) noch besitzt er für den Grenzfall  $r = 0$  Gültigkeit.

Für die „critical distance theory“ von TAYLOR gelten diese Einschränkungen nicht. Nach diesem Ansatz wird die Beanspruchung in Form einer Punktspannung im kritischen Abstand  $a^* = \frac{a_0}{2}$  (mit dem bruchmechanischen Parameter  $a_0$  nach ELHADDAD [ELH80]) unter der Oberfläche als versagenskritisch angesehen [Tay99]. Die versagensrelevante Spannung für zyklische Belastung ist nach Taylor folglich definiert als:

$$\Delta\sigma_o = \Delta\sigma|_{(r=\frac{a_0}{2})} \quad 2-28$$

Die versagensrelevante Spannung kann nach G. ZHANG als Effektivspannung bezeichnet werden, die von der elastischen Kerbspannung  $\sigma_k$  und dem Kerbempfindlichkeitsfaktor  $\eta$  abhängt [Zha12]:

$$\sigma_{eff} = \eta\sigma_k, \quad \eta \in (0,1] \quad 2-29$$

Unter dem statistischen Größeneinfluss versteht man die Zunahme der Wahrscheinlichkeit für das Vorhandensein einer größeren schwingbruchauslösenden Fehlstelle im hochbeanspruchten Werkstoffvolumen des Oberflächenbereiches. Eine gesonderte zahlenmäßige Berücksichti-

gung des statistischen Größeneinflusses erfolgt nach [Gud99] oftmals nicht, da in den meist vorliegenden Fällen einer inhomogenen Spannungsverteilung eine Vergrößerung der Abmessungen sowohl die Vergrößerung des hochbeanspruchten Werkstoffvolumens als auch eine Abnahme des Spannungsgefälles bewirkt. Darüber hinaus ist der statistische Größeneinfluss auch von der Bauteiloberfläche abhängig und könne daher durch den Oberflächeneinfluss  $F_0$  als berücksichtigt betrachtet werden [Gud99].

Eine Möglichkeit, den statistischen Größeneinfluss zu berücksichtigen, basiert auf dem WEIBULLschen Fehlstellenmodell (Weakest-Link-Konzept). Dabei wird angenommen, dass die Verteilung von Fehlstellengrößen oder der örtlichen Festigkeit einer WEIBULL-Verteilung gehorcht. Maßgebend für das Versagen sei die größte Fehlstelle. Bei nicht konstanter Beanspruchung im versagenskritischen Bauteilbereich wird nach der Wahl einer geeigneten Vergleichsspannung  $\sigma_v$  das so genannte Beanspruchungsintegral über das hochbeanspruchte Volumen  $I_V$  (bzw. die hoch beanspruchte Oberfläche) berechnet [Bru99].

$$I_V = \int_V \left( \frac{\sigma_v(x, y, z)}{\sigma_{v,max}} \right)^{k_w} dV \quad 2-30$$

mit dem Weibullexponent  $k_w$ .

Aus dem Verhältnis der hochbeanspruchten Volumina von Bauteil  $I_2$  und Bezugs-Probe  $I_1$  ergibt sich die statistische Stützziffer  $n_w$ :

$$n_w = \left( \frac{I_1}{I_2} \right)^{\frac{1}{k_w}} \quad 2-31$$

Nach [Son93] kann der statistische und der spannungsmechanische Größeneinfluss über das hochbeanspruchte Volumen  $V_{90\%}$ , in dem mehr als 90 % der maximalen Hauptspannung bzw. -dehnung herrschen, berücksichtigt werden. Dieses Volumen lässt sich beispielsweise mit einer Finite-Element-Berechnung anhand der ermittelten Dehnungs- bzw. Spannungsverteilungen bestimmen [Son93].

Unter dem Begriff des primären technologischen Größeneinflusses werden alle durch Fertigung und Wärmebehandlung bedingten abmessungsabhängigen Veränderungen des Werkstoffzustandes und ihre Auswirkungen auf die Lebensdauer verstanden. Dieser technologische Größeneinfluss ist in vielen Fällen der dominierende der drei erwähnten Größeneinflussarten. Übliche Werte des technologischen Größeneinflussfaktors  $F_{T,rel}$  liegen zwischen 0,7 und 1 [Gud99]. Eine rechnerische, unmittelbare Berücksichtigung der Struktur zur Festigkeitsschätzung ist jedoch, zumal die Ermüdung einen lokalen Prozess darstellt, nicht möglich. U.a. Vielzahl und Komplexität der metallurgischen und metallphysikalischen bzw. werkstoffspezifischen Parameter und deren Wechselwirkungen machen dies extrem aufwendig [Hol04].

Da Risse in der Regel an der Oberfläche eines Bauteils entstehen, wirken sich Unterschiede der Oberflächenrauigkeit auf die Lebensdauer aus. Neben den vorgestellten Größeneinflüssen spricht man hierbei vom oberflächentechnischen Einfluss, der unabhängig von der Bauteilgröße ist. Dieser kann mittels eines Einflussfaktors  $F_0$  berücksichtigt werden. Für Stahl und zu Grunde liegenden polierten Proben kann dieser Faktor als Näherung in Form einer Funktion der Rautiefe  $R_z$  und der Zugfestigkeit  $R_m$  angegeben werden [Gud99].

$$F_0 = 1 - 0,22(\lg R_z)^{0,64} \cdot \lg R_m + 0,45(\lg R_z)^{0,53}$$

2-32

Die Werte liegen für reale Bauteile meist im Bereich  $0,7 \leq F_0 \leq 0,9$ .

## 2.2.7 Schadensakkumulation

Um die Lebensdauer unter mehrstufiger Belastung rechnerisch, auf Ergebnissen aus Einstufenversuchen aufbauend, ermitteln zu können [Gas67], wurden verschiedene Schadensakkumulations-Hypothesen entwickelt (vgl. z.B. [Hai03, Son05]). Die lineare Schadensakkumulations-Hypothese nach PALMGREN [Pal24] und MINER [Min45] stellt das einfachste, bekannteste und am häufigsten angewandte Verfahren zur Lebensdauerabschätzung eines Bauteils unter einer Schwingbeanspruchung mit veränderlicher Amplitude dar [Hai06]. Als Verfahren zur Lebensdauerabschätzung ist diese Hypothese auch als PALMGREN-MINER-Regel bekannt.

Die Belastung wird im Allgemeinen mittels Zeitreihen, im Besonderen mittels Rainflow-Matrizen oder Kollektive in Größe und Häufigkeit eindeutig beschrieben. Die Information über die Reihenfolge der Zyklen geht bei reiner Kollektivdarstellung verloren [Hol04] und Reihenfolgeinflüsse werden somit nicht berücksichtigt.

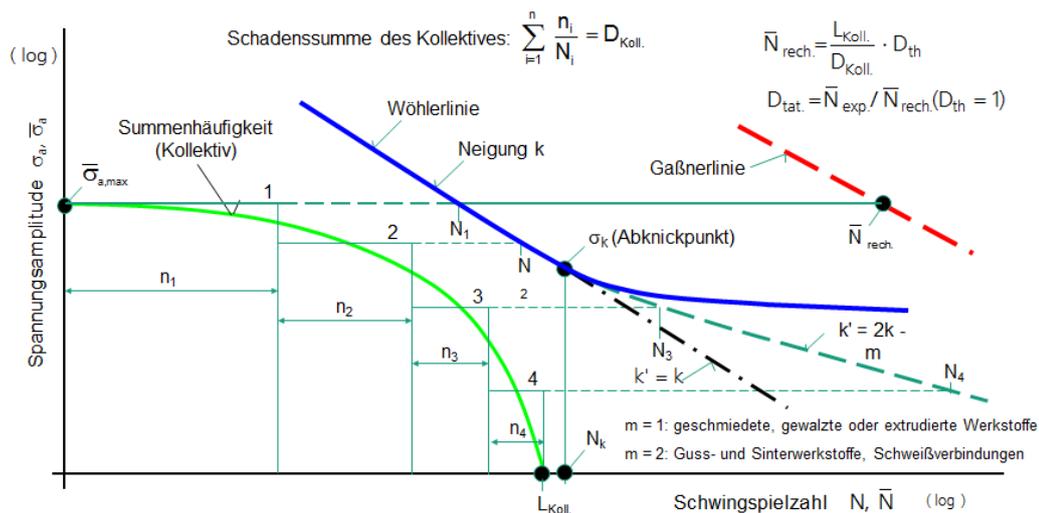


Abbildung 2-19: Lebensdauerabschätzung unter Belastung mit variablen Amplituden (schematisch) nach [Son05]

Grundgedanke der linearen Schadensakkumulation ist nun, dass die schwingende Beanspruchung des Werkstoffs eine Schädigung  $D$  bewirkt, die sich im Laufe ihrer Einwirkung akkumuliert, Abbildung 2-19. Das theoretische Versagen tritt bei Erreichen eines kritischen Wertes der Schadenssumme  $D$  ein. Der theoretische Wert beträgt  $D_{th} = 1$ . Allerdings verläuft die Schadensakkumulation in Realität sehr komplex und nicht-linear [Wal03]. Etwa 90 % der aus Experimenten abgeleiteten Schadenssummen liegen daher unter diesem Wert [Son11] und können über drei Dekaden streuen [Sch73, Eul00, Eul99]. Die Schadenssummen von Schmiedestahl beispielsweise liegen erfahrungsgemäß im Bereich zwischen  $D = 0,01$  und  $D = 10$  [Son05c]. Für ungeschweißte Aluminiumwerkstoffe werden Schadenssummen von  $D = 0,3$  bzw.  $D = 0,1$  bei vorliegenden Mittellastschwankungen, für geschweißte Aluminiumverbindungen  $D = 0,5$  bzw.  $D = 0,2$  empfohlen [Son12]. Unter korrosiven Bedingungen können höhere Werte für die Schadenssumme verwendet werden, siehe [Son12].

Die tatsächliche Schadenssumme

$$D_{tat} = \frac{N_{exp}}{N_{rech,D=1}} \quad 2-33$$

ist folglich eine der wichtigsten Kennzahlen im Rahmen einer Schwingfestigkeitsanalyse [Bac08]. Der Schädigungsbeitrag  $\Delta D_i$  eines Schwingspiels ist definiert als [Hai06]:

$$\Delta D_i = \frac{1}{N_i} \quad 2-34$$

mit  $N_i = N(\sigma_{a,i}, \sigma_{m,i})$ .

Unter  $N_i$  ist die unter der Spannungsamplitude  $\sigma_{a,i}$  und der Mittelspannung  $\sigma_{m,i}$  des Schwingspiels  $i$  nach der Wöhlerlinie ertragbare Schwingspielzahl zu verstehen [Hai06]. Die Schädigung  $D$  ergibt sich als Summe der Schädigungsbeiträge:

$$D = \sum_i \Delta D_i \quad 2-35$$

Da auch Schwingspiele, die in dem Bereich unterhalb des Abknickpunktes liegen, schädigend wirken können (besonders wenn es durch hohe Beanspruchung zu einer Absenkung der sogenannten Ausgangsdauerfestigkeit kommt), existieren verschiedene Varianten der PALMGREN-MINER-Regel, Abbildung 2-20. Die heute gebräuchlichsten Ansätze sind nach [Vor00]:

- Originalform der PALMGREN-MINER-Regel

Bei der Originalform der PALMGREN-MINER-Regel zählen alle unterhalb der sogenannten Dauerfestigkeit liegenden Spannungsamplituden des Kollektivs als nicht schädigend.

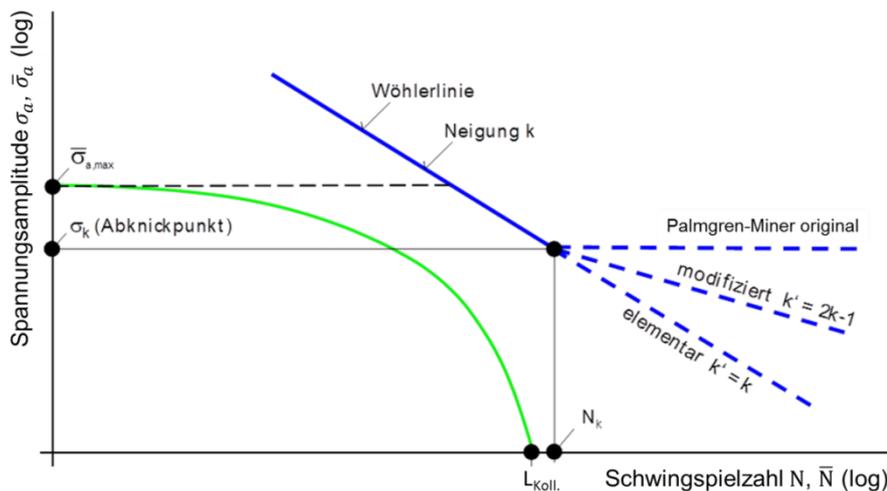


Abbildung 2-20: Auswahl unterschiedlicher Varianten der linearen Schadensakkumulation

- Elementare Form der PALMGREN-MINER-Regel

Bei der elementaren Form der PALMGREN-MINER-Regel wird die Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt mit unveränderter Neigung  $k' = k$  fortgeführt.

- Modifizierte Form der PALMGREN-MINER-Regel

Bei der modifizierten Form der PALMGREN-MINER-Regel wird zur Erfassung der Schädigung unterhalb des Abknickpunktes die Wöhlerlinie aus der Zeitfestigkeit in abgeknickter Form mit dem Neigungsexponenten  $k' = 2k - 1$  für Stahl und Aluminium bzw.  $k' = 2k - 2$  für Guss- und Sinterwerkstoffe verlängert [Son05].

- Konsequente Form der PALMGREN-MINER-Regel

Beispielsweise bei der modifizierten PALMGREN-MINER-Regel geht die Lebensdauerlinie bei hohen Schwingungszahlen nicht asymptotisch in die Dauerfestigkeitslinie über [Hai02]. Dies wäre jedoch nach der Definition der sogenannten Dauerfestigkeit notwendig. Erfüllt wird diese Bedingung durch den Abfall der ertragbaren Lastamplitude am Abknickpunkt mit fortschreitender Schädigung, der nach [Hai02] folgendermaßen beschrieben wird:

$$\frac{\sigma_k(D)}{\sigma_k} = (1 - D)^{\frac{1}{k-1}} \quad 2-36$$

Diese konsequente Form der PALMGREN-MINER-Regel bedingt folglich eine schrittweise Vorgehensweise, wobei die oberhalb des jeweils abgeminderten Wertes der „Dauerfestigkeit“ liegenden Lastamplituden zur Schädigung beitragen [Hai02].

- PALMGREN-MINER-Regel nach ZENNER und LIU

Aus Versuchen ist bekannt, dass die Lebensdauer von Kerbstäben und Bauteilen niedriger sein kann, als nach der elementaren Form der PALMGREN-MINER-Regel berechnet. Dies gilt für zufallsartige Lastfolgen und insbesondere für Bauteile mit flach verlaufenden Wöhlerlinien. Bei der Modifikation nach ZENNER und LIU wird die Schadenssumme nach PALMGREN und MINER gebildet, zu deren Berechnung jedoch eine Wöhlerlinie verwendet wird, die von der Kollektivhöchstspannung  $\bar{\sigma}_{a,max}$  aus nach unten steiler als die Originalwöhlerlinie verläuft und bei der Hälfte der sogenannten Dauerfestigkeit in eine Horizontale abknickt, Abbildung 2-21. Mit diesem Ansatz soll pauschal erfasst werden, dass sich der Schädigungsprozess in der Rissfortschrittsphase nach schwingbruchmechanischen Gesetzmäßigkeiten vollzieht.

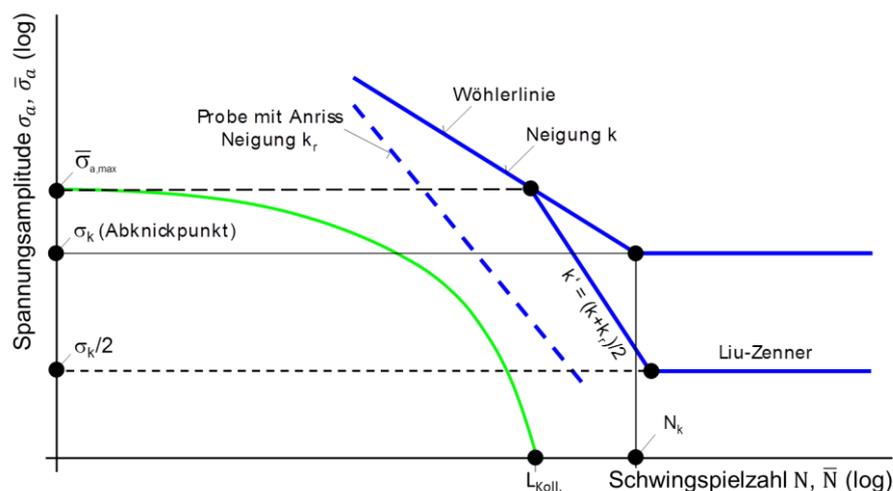


Abbildung 2-21: Modifikation der linearen Schadensakkumulation nach LIU und ZENNER

- Relative PALMGREN-MINER-Regel

Bei der relativen PALMGREN-MINER-Regel wird anstelle der Schadenssumme  $D_{krit} = D_{th} = 1$  ein der Realität näher liegender Wert von  $D_{krit} = D_{rel}$  gesetzt. Hierfür müssen eine experimentell ermittelte Bezugslebensdauer  $N_{0,exp}$  und eine entsprechende rechnerisch ermittelte Bezugslebensdauer  $N_{0,rech}$  verfügbar sein. Es folgt:

$$D_{rel} = \frac{N_{0,exp}}{N_{0,rech}} \quad 2-37$$

## 2.3 Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen

### 2.3.1 Versagensverhalten und Versagenskriterien

Die Lebensdauer von Bauteilen unter schwingender Last wird üblicherweise in unterschiedliche Phasen unterteilt (vgl. zu diesem Thema z.B. [FAT221]). In [Rad07] wird die Gesamtlebensdauer metallischer Werkstoffe in die technische Risseinleitung und den technischen Rissfortschritt eingeteilt, Abbildung 2-22. Die technische Risseinleitung besteht aus ersten Versetzungsbewegungen und der Risskeimbildung, der sogenannten physikalischen Risseinleitung, und dem Mikrorisswachstum bis zum technischen Anriss. Das Mikrorisswachstum bildet zusammen mit dem anschließenden Makrorisswachstum den stabilen Rissfortschritt. Das Ende der Lebensdauer bildet der Restbruch oder auch instabile Rissfortschritt, welcher eintritt, sobald der Restquerschnitt die vorliegende Beanspruchung nicht mehr tragen kann.

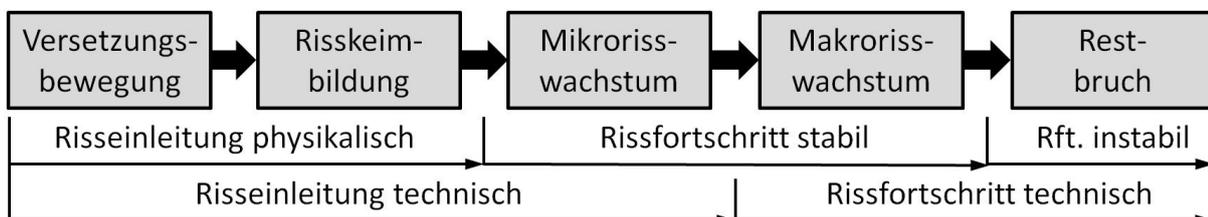


Abbildung 2-22: Phasen der Ermüdung durch Rissbildung bei metallischen Werkstoffen nach [Rad07]

Bei Klebverbindungen ist der Schädigungsprozess sehr komplex und eine eindeutige Einteilung in Rissinitiierungs- und Rissfortschrittsphase ist nur sehr schwer bzw. nicht möglich [Sil10]. Der Vorgang der Rissinitiierung ist im Vergleich zu Metallen mechanisch divergent und hängt darüber hinaus von der Klebstoffformulierung, der Bauteilgeometrie und den Umgebungsbedingungen ab. Klebstoffe sind an sich als Multi-Material-Systeme anzusehen, bestehend aus Matrix, Füllstoffen und verfestigenden Partikeln. Das Versagensverhalten kann demnach auf unterschiedliche Mechanismen zurückgehen: Mikro-Risse in der Matrix, Füllstoffbruch oder -ablösung, Kavitation der zähmodifizierenden Partikel oder auch Ablösung von Verstärkungsfasern innerhalb des Klebstoffs.

Für einen zähmodifizierten Epoxidharzklebstoff erfolgt die Schädigung nach [Sym06] über kleinste Kavitationen sobald Spannungsniveaus erreicht werden, die höher als der entsprechende Zugspannungsschwellwert ist, Abbildung 2-23. Durch sogenanntes Synergistic Rubber-Toughening erfolgt eine Anhebung der Spannungsgrenzwerte und eine Reduzierung der Fehlstellenhäufigkeit. Das Risswachstum verzögert sich infolgedessen.

Da die erste Schädigung intern erfolgt und daher schwer zu detektieren ist, wird oftmals ein Riss als Schädigungsbeginn definiert. Eine rein mechanische Definition ist dabei unrealistisch und eine pragmatische Lösung in Form eines Anrisses mit entsprechender Länge sinnvoll [Sil10]. Dieser wäre mit dem oben beschriebenen technischen Anriss vergleichbar.

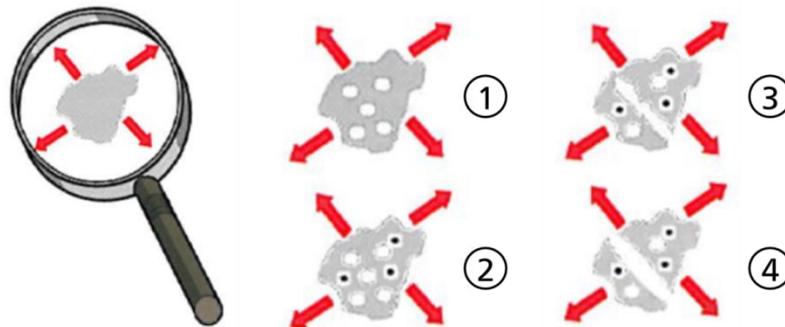


Abbildung 2-23: Schädigungsverlauf unter Spannungseinwirkung [Sym06]

- 1: Entstehung kleinster Hohlräume
- 2: Kernbildung von Partikeln
- 3: Zusammenwachsen der Hohlräume
- 4: Bruch

Entsprechend dem Versagensort bzw. der Versagensart einer Klebverbindung unterscheidet man Adhäsions- und Kohäsionsbruch. Von Adhäsionsbruch spricht man, wenn nach dem Bruch der Klebschicht weder am Füge­teil Klebstoffreste noch an der Klebschicht Füge­teilreste vorzufinden sind. Allerdings besagt die Theorie von BIKERMANN [Bik68], welche von KÖTTING bestätigt wurde [Köt84], dass reiner Adhäsionsbruch sehr unwahrscheinlich ist. Stattdessen erfolge vor dem potentiellen Adhäsionsbruch kohäsives Versagen in einer extrem dünnen Schicht zwischen Klebstoff und Füge­teil. Kohäsionsbruch liegt entsprechend bei Überschrei­tung der inneren Festigkeit vor. Hierbei kann wiederum je nach Klebstoffcharakteristik zwischen Sprödbbruch und plastifizierendem Bruchverhalten unterschieden werden [Sta98].

Die Versagensart wird unter anderem von Umgebungsbedingungen und Alterungsprozessen beeinflusst. In Abbildung 2-24 sind die nach DIN EN ISO 10365 differenzierten Versagensarten zusammengefasst.

Ein weiterer Aspekt, der bei der Ermüdung von Klebverbindungen auftritt, ist das Kriechen. Klebstoffe zeigen wie andere polymere Werkstoffe zeit- und gleitrat­enabhängiges, viskoelastisches Verhalten. So kommt es bei schwingender Belastung zu einem erhöhten Kriechen bei erhöhten Mittellasten und auch bei niedrigeren Prüffrequenzen [Har11]. Bei höheren Prüffrequenzen wiederum ist eine Temperaturerhöhung im Klebstoff zu erwarten, die wiederum Einfluss auf das Werkstoffverhalten und die Schädigung bewirkt. In [P653] wurde der Einfluss der Prüffrequenz bei einer geklebten Scherzugprobe untersucht und eine maximale Prüffrequenz von  $f = 10 \text{ Hz}$  zur Vermeidung einer Temperaturerhöhung festgelegt. Nach DIN EN 9664 wird für höherfeste Strukturklebstoffe die Prüffrequenz auf  $f = 30 \text{ Hz}$  limitiert, bei sonstigen Klebstoffen wird eine Frequenz im Bereich  $1 \text{ Hz} \leq f \leq 10 \text{ Hz}$  empfohlen.

Neben Mittelspannung, Temperatur und weiterer Umgebungsbedingungen haben Fertigungsbedingungen (geometrische Klebschichtfehler) großen Einfluss auf die Schwingfestigkeit [Teu12]. Generell werden bei Schwingfestigkeitsuntersuchungen von Klebverbindungen relativ große Streuungen und keine echte „Dauerfestigkeit“ beobachtet [Gei12].

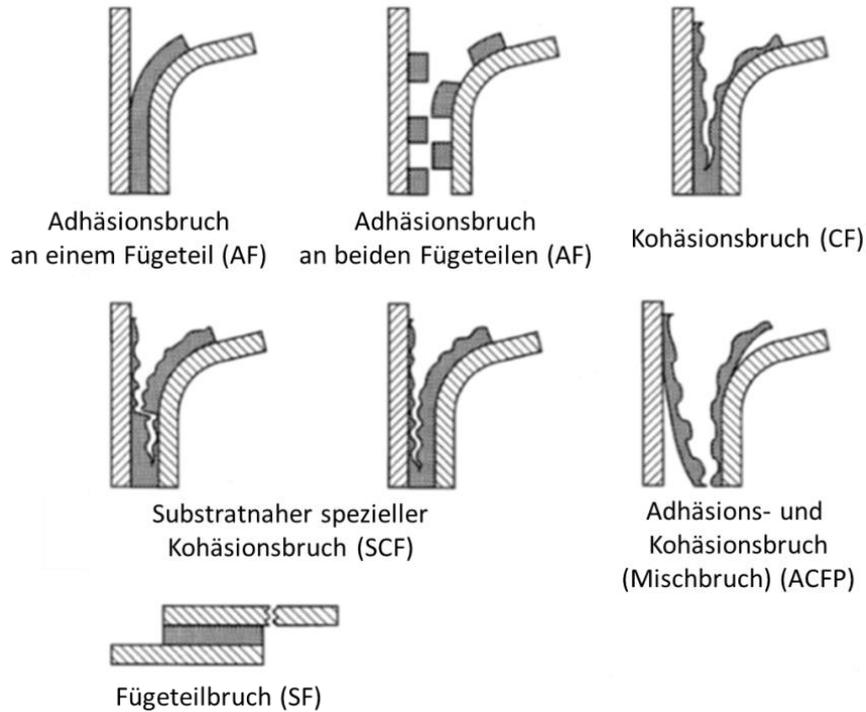


Abbildung 2-24: Brucharten von Klebungen nach [Hab09] (Kurzbezeichnungen in Klammern nach DIN EN ISO 10365)

Wie beschrieben ist eine eindeutige Versagensdefinition schwierig. Um Schwingfestigkeitseigenschaften sinnvoll bewerten und auch vergleichen zu können, ist jedoch ein geeignetes Versagenskriterium bei der Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen unabdingbar. Ein weiterer Aspekt ist der Bezug rechnerischer Lebensdaueranalysen auf entsprechend geeignete experimentell ermittelte Versagensschwingspielzahlen.

Bis Anfang der 1990er Jahre wurde beispielsweise für Punktschweißverbindungen ein Oberflächenriss mit der Länge des doppelten Punktdurchmessers als Versagenskriterium gewählt, [FAT153]. Zum Vergleich der Schwingfestigkeitseigenschaften unterschiedlicher Fügeverfahren werden beispielsweise die Kriterien Probenbruch (z.B. [Rut03]) oder 40 % Steifigkeitsabfall (z.B. [Hah95]) herangezogen [FAT221].

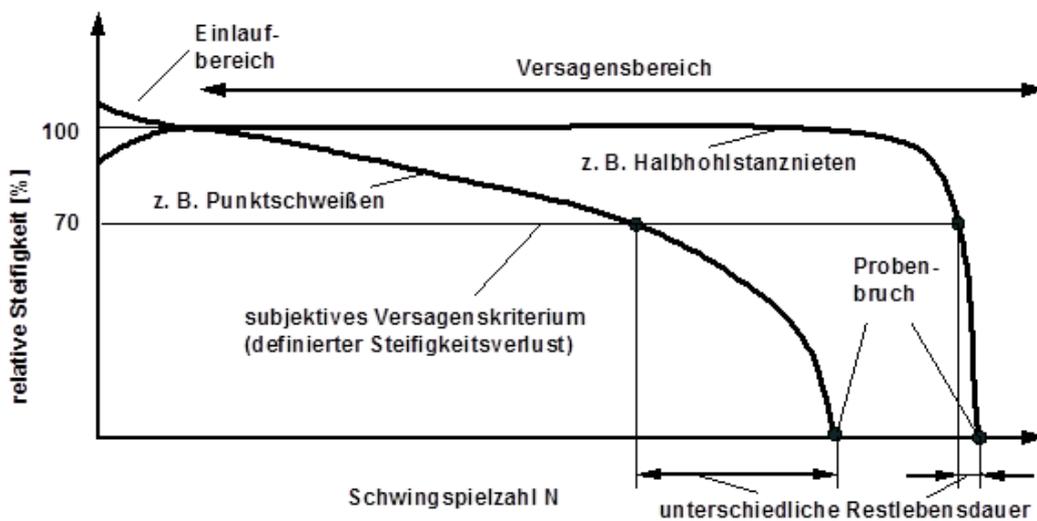


Abbildung 2-25: Einfluss der Definition eines geeigneten Versagenskriteriums nach [Kor95] und [Gal95]

Das Kriterium Bruch ist allerdings nicht bei allen Probenformen und Bauteilen anwendbar. Zum einen kann auf Grund der Bauteilgeometrie kein eindeutiger Bruch definiert werden. Zum anderen ist bei bestimmten Bauteilen aus Sicherheitsgründen der Bruch als Versagenkriterium unzulässig. Ein Kriterium wie 40 % Steifigkeitsabfall wiederum kann zu einem Vergleich unterschiedlicher Schädigungszustände führen [FAT221]. Dies wird z.B. bei dem Vergleich der Restlebensdauer punktgeschweißter und halbhohlstanzgenieteter Verbindungen deutlich, Abbildung 2-25.

Insbesondere der technische Anriss ist als Beginn der Makroschädigung für Eigenschaftsvergleiche und als Bewertungsgrundlage für rechnerische Analysen von großem Interesse. Dies birgt die Herausforderung, diesen technischen Anriss zuverlässig, praktikabel und versuchsbegleitend detektieren zu können.

### 2.3.2 Probenformen

Bei der experimentellen Ermittlung von Schwingfestigkeitskennwerten struktureller Klebverbindungen wird größtenteils auf sogenannte Detail- und Strukturproben zurückgegriffen, z.B. [Xu02, Erp04]. Unter Detailproben sind Proben zu verstehen, die einen relativ kleinen, repräsentativen Ausschnitt der Fügeverbindung (z.B. einen Schweißpunkt) darstellen und somit eine einfache Herstellung und Versuchsdurchführung erlauben. Auch Strukturproben stellen gut herstell- und anwendbare Probenformen dar, weisen jedoch auch Eigenschaften von Bauteilen wie eine Kraftumlagerung bei Schädigungsbeginn oder praxisähnliche Steifigkeiten der Fügepartner auf.

Detailproben, wie die bei Untersuchungen von Klebverbindungseigenschaften häufig verwendete sogenannte „dicke Zugscherprobe“ (vgl. DIN 54 451) und die vom Laboratorium für Werkstoff- und Fügechnik der Universität Paderborn als Nachfolger der „KS1-Probe“ entwickelte „KS2-Probe“ (vgl. [Gie95, Hah99, Xu02]), Abbildung 2-26, weisen Vor- und Nachteile auf. Zu den Vorteilen zählen sicherlich die einfache, reproduzierbare Herstellbarkeit, Einspannung und Versuchsdurchführung. Allerdings weichen insbesondere die so erhaltenen Schwingfestigkeitseigenschaften zum Teil stark von denen typisch verwendeter Bauteildetails ab [Xu02]. Ein für die Schwingfestigkeitsanalyse wesentliches Thema ist das Schädigungsverhalten einer Fügeverbindung, insbesondere Rissinitiierung und Rissfortschritt. Da Detailproben lediglich einen kleinen Bereich einer Fügeverbindung darstellen, ist die Rissfortschrittsphase gegenüber der Rissinitiierungsphase kaum ausgeprägt. Auch für Bauteile typische Kraftumlagerungseffekte treten nicht auf. Des Weiteren weisen Detailproben häufig von Bauteilstrukturen abweichende Steifigkeiten in der Nähe der Fügeverbindung auf.

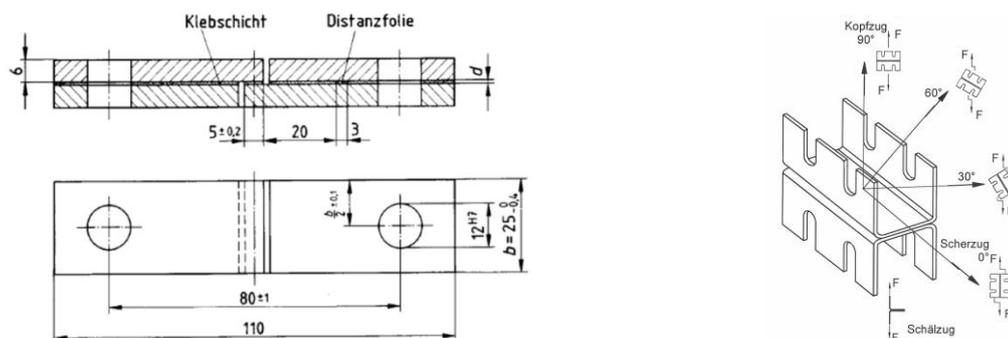


Abbildung 2-26: Dicke Zugscherprobe nach DIN 54451 (links) und LWF-KS2-Probe [Xu02] (rechts)

Ein Schritt in Richtung Bauteil wird mit Strukturproben, z.B. sogenannte H-Proben oder Hutprofilproben [Xu02], getan, Abbildung 2-27. Diese Probenformen werden heutzutage auch zur Untersuchung von Klebverbindungen herangezogen, wurden jedoch ursprünglich zur Analyse von Schweißverbindungen entwickelt. Damit gekoppelt sind Eigenschaften, die den üblichen Anwendungsfällen von Klebverbindungen weniger entsprechen. So liegen beispielsweise unterbrochene Fügelinien vor, die teilweise mit hochbeanspruchten Nahtanfängen und -enden einhergehen. Bei einem gut konstruierten, geklebten Bauteil werden solche möglichen Versagensstellen vermieden. Mit Detail- und auch Strukturproben werden zudem oftmals überwiegend einförmige Beanspruchungsarten realisiert (Scher- oder Schälzugbeanspruchung).

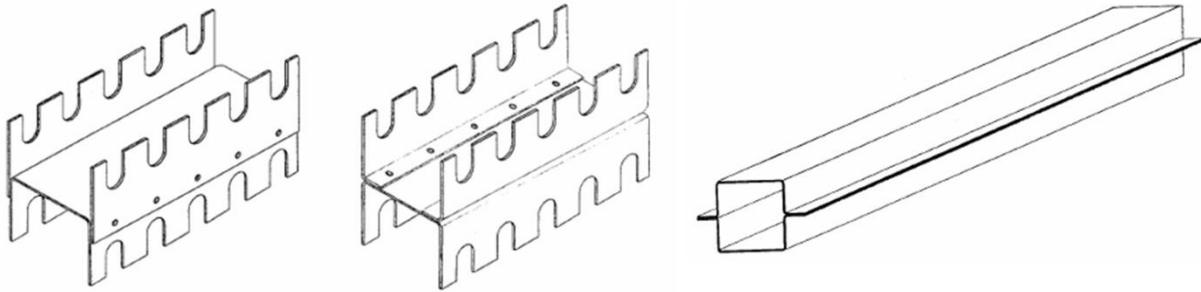


Abbildung 2-27: Feinblechproben für Schwingfestigkeitsversuche nach [Xu02] (von links nach rechts: H-Scherzugprobe, H-Schälzugprobe, Doppelhutprobe)

### 2.3.3 Rechnerische Schwingfestigkeitsanalyse von Klebverbindungen

Das **Nennspannungskonzept** wird beispielsweise bei elastischen Dickschichtklebungen für eine Auslegung schwingend beanspruchter Bauteile des Schienenfahrzeugbaus angewendet. Die zulässige Spannung  $\sigma_{zul}$  wird dabei auf Basis einer experimentell ermittelten charakteristischen Spannung mit Hilfe verschiedener Abminderungsfaktoren bestimmt [Bre05, DVS1618]:

$$\sigma_{zul} = \sigma_{char} \cdot \frac{f_T \cdot f_M \cdot f_L \cdot f_D \cdot f_G}{S} \quad 2-38$$

Die Übertragung auf die vorliegende Geometrie erfolgt über  $f_G$ .  $f_T$  berücksichtigt die Temperatur,  $f_M$  die Medieneinwirkung. Statische Langzeitbelastung wird durch  $f_L$ , schwingende Belastung durch  $f_D$  berücksichtigt.  $S$  ist ein zusätzlicher Sicherheitsfaktor.

Für eine genauere und allgemeingültige rechnerische Lebensdaueranalyse sind Kenntnisse über die anwendungsfallspezifisch vorliegenden Beanspruchungen notwendig. Weite Verbreitung zur Bewertung von Fügeverbindungen erlangten spannungsbasierte Konzepte. Zur Berechnung der lokalen Spannungen bei Klebverbindungen gibt es generell verschiedene Verfahren. Analytische oder halbanalytische Verfahren bilden die Vorreiter der spannungsbasierten Bewertung. In diesem Zusammenhang ist vor allem die shear lag-Theorie nach VOLKERSEN [Vol38, Vol53] zu nennen. Diese Ansätze sind jedoch mit starken Vereinfachungen verbunden. Rechnerunterstützte numerische Verfahren entwickelten sich mit der zur Verfügung stehenden Rechnerkapazität, beispielsweise das Übertragungsmatrizenverfahren nach BANSEMIR [Ban73, Fra80]. Heutzutage bietet die Finite-Elemente-Methode die großen Vorteile, lokale Spannungen mit vertretbarem Aufwand und ausreichender Genauigkeit zu berechnen. Die im Folgenden zur rechnerischen Lebensdaueranalyse herangezogenen Spannungen basieren daher, wenn nicht explizit angegeben, auf entsprechenden FEM-Analysen.

Spannungsbasierte Konzepte bergen allgemein bei Klebverbindung die Schwierigkeiten, mehraxiale Spannungszustände geeignet zu beschreiben und mit auftretenden Spannungssingularitäten umzugehen [Sil10]. Lokal treten aufgrund flexibler Füge­teile auch bei einaxialer bzw. proportionaler Belastung mehrachsige Spannungszustände auf, Abbildung 2-28.

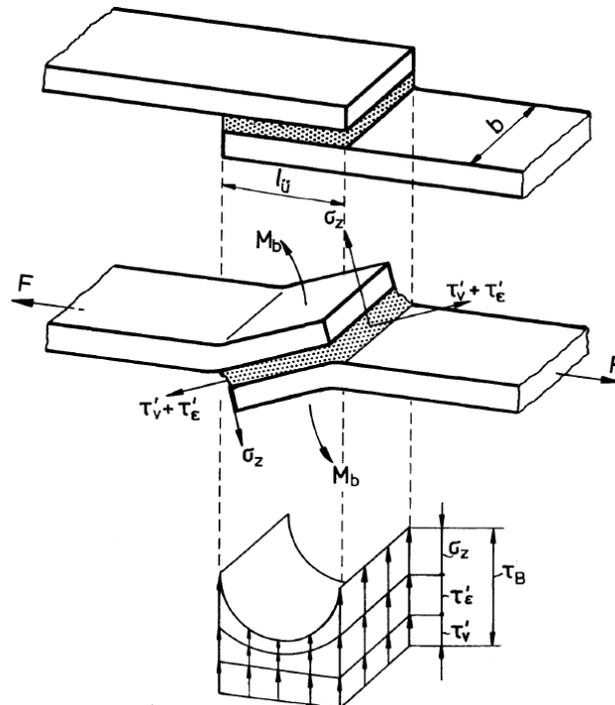


Abbildung 2-28: Spannungsverteilung in einer einschnittig überlappten Klebung bei elastisch verformbaren Füge­teilen (schematisch) und exzentrischer Krafteinleitung [Hab09]

Die spannungsbasierte Berücksichtigung der lokalen Spannungsmehrxialität wurde bereits in Kapitel 2.2.3 diskutiert. Hierfür kommen generell auch bei Klebverbindungen verschiedene Hypothesen in Frage. Die Gestaltänderungsenergiehypothese nach von MISES (Formel 2-12) und die Normalspannungshypothese (Formel 2-15) werden zum Teil auch bei Klebstoffen angewendet. Da bei Polymerwerkstoffen jedoch der hydrostatische Spannungsanteil einen Einfluss auf das Versagen hat, wurden entsprechend erweiterte von MISES-Kriterien aufgestellt [Wir04]. Ein Ansatz ist das parabolische Fließkriterium nach RAGHAVA [Rag73]:

$$\sigma_{v,Raghava} = \frac{(s - 1) \cdot \sigma + \sqrt{(s + 1)^2 \cdot \sigma^2 + 12 \cdot s \cdot \tau^2}}{2 \cdot s} \quad 2-39$$

mit  $s = R_{p,compression}/R_{p,tension}$  als das Verhältnis der Fließgrenze bei uniaxialem Druck zur Fließgrenze bei uniaxialem Zug. Bei  $s = 1$  entspricht die Vergleichsspannung nach RAGHAVA der von-MISES-Spannung. Diese Vergleichsspannung wird beispielsweise im Rahmen des DVS-Merkblatts 1618 [DVS1618] zum elastischen Dickschichtkleben im Schienenfahrzeugbau vorgeschlagen.

Generell gibt es diverse Vorschläge, den hydrostatischen Spannungszustand mit einer Vergleichsspannung bzw. durch die Definition einer geeigneten Fließbedingung zu berücksichtigen, z.B.: nach BELTRAMI [Bel85], HAIGH [Hai20], SCHLEICHER [Sch26], BURZYNSKI [Bur29], BETTEN [Bet75], MAHREHOLTZ und ISMAR [Mah81], BETTEN, FROSCHE und BORRMANN [Bet82] oder KORZEN [Kor88].

Eine von HUBER vorgeschlagene Festigkeitshypothese [Föp20] berücksichtigt den hydrostatischen Spannungszustand, soweit dieser positiv ist [Kol04]:

$$\sigma_{v,Huber} = \frac{1}{k} \cdot \begin{cases} \sigma_{Mises} & , \quad I_1 \leq 0; \\ \sqrt{(k^2 - 1) \cdot I_1^2 + \sigma_{Mises}^2} & , \quad I_1 > 0; \end{cases} \quad 2-40$$

Mit der Summe der Normalspannungen  $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$  und der Materialkonstanten  $k$ , die sich bei Berücksichtigung des Kriechgesetzes folgendermaßen beschreiben lässt [Kol04]:

$$k = \sqrt{\frac{3}{2 \cdot (\nu + 1)}} \quad 2-41$$

SCHLIMMER schlägt für Klebstoffe eine Invarianten-basierte Anstrengungshypothese für ratenabhängige Gesamtdeformation vor, die ebenfalls vom hydrostatischen Spannungszustand abhängig ist [Sch82, Sch04]:

$$\tau_{v,Schlummer}^2 = J_2' + \frac{1}{3} a_1 \tau_v J_1 + \frac{1}{6} \frac{1 - 2\nu}{1 + \nu} J_1^2 \quad 2-42$$

mit der linearen Invariante  $J_1$  des Spannungstensors, die den hydrostatischen Druck beschreibt:

$$J_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad 2-43$$

und der quadratischen Invariante  $J_2'$  des Spannungsdeviators, die die Gestaltänderungsenergie beschreibt:

$$J_2' = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2] + \tau_{12}^2 + \tau_{31}^2 + \tau_{23}^2 \quad 2-44$$

Unabhängig von der Wahl einer geeigneten Vergleichsspannung müssen bei numerischen Berechnungen Spannungssingularitäten, die aufgrund des hohen Steifigkeitssprungs am Übergang vom Fügeteil zum Klebstoff auftreten, entsprechend berücksichtigt werden. Dies ist auch der Grund dafür, dass Konzepte, welche die maximal auftretende lokale elastische Spannung als Bezugsgröße verwenden (z.B. [Bra99]), ausscheiden und sich stattdessen **Strukturspannungskonzepte** anbieten.

Für das Vorgehen zur Bestimmung einer geeigneten Strukturspannung existieren unterschiedliche Vorschläge. ABDEL-WAHAB beispielsweise schlägt die Berechnung geeigneter Spannungen und Dehnungen in einem Abstand von 0,04 mm von der Singularität vor [Abd01]. Nach NAGEL et al. ließ sich die Lebensdauer einer strukturellen Klebverbindung im Karosseriebau mittels eines anwendungsorientierten Strukturspannungskonzepts in Verbindung mit groben Netzen ausreichend genau abschätzen [Nag11]. Hierfür wurde auf Basis von Klebstoff-Wöhlerlinien die Elementgröße in der Klebschicht so angepasst, dass bei einfach überlappten Scherzugproben die berechnete Lebensdauer mit der experimentell ermittelten Lebensdauer übereinstimmt. Mittels linearer Schadensakkumulation wurde kein Versagen der Klebschicht unter Betriebsbeanspruchung vorhergesagt und im Test versagten die Fügpartner [Nag11]. Eine alternative Vorgehensweise bezieht sich auf eine über eine definierte Zone gemittelte Spannung in der Klebschichtmitte bei ausreichend feiner Vernetzung [P653, P796].

Das **Örtliche Dehnungskonzept** ist für nicht-homogene Werkstoffe wie Klebstoffe schwer zu implementieren [Sil10]. Die Gründe hierfür sind zum einen der komplexe Spannungs-Dehnungs-Zusammenhang innerhalb des Klebstoffs. Außerdem erschweren die bereits erwähnten Spannungssingularitäten eine lokale Beanspruchungsbetrachtung. Da strukturelle Klebverbindungen zudem primär für hohe Schwingenspielzahlen (HCF-Bereich) ausgelegt werden, wird der Aufwand für das Örtliche Konzept in diesem Fall oftmals als unverhältnismäßig und unnötig eingeschätzt [Sil10].

Das **Rissfortschrittskonzept** wird in der Regel bei einem dominierenden Anteil der Rissfortschrittsphase an der Gesamtlebensdauer angewendet. Ein geeigneter Parameter ist wie bereits in Kapitel 2.2.5 beschrieben der Spannungsintensitätsfaktor nach IRWIN [Sil10]. Bei Klebverbindungen ist der Spannungsintensitätsfaktor allerdings schwer zu definieren. Dies liegt daran, dass aufgrund der Dehnungsbehinderung am Rande der Klebschicht durch die relativ gesehen sehr steifen Substrate die Spannungsverteilung um die Rissspitze nur schwer zu definieren ist [Sil10]. Daher wird, solange die linear-elastische Bruchmechanik angewendet wird, auf die Energiefreisetzungsrate  $G$  nach GRIFFITH zurückgegriffen. Die Energiefreisetzungsrate ist definiert als die Energiemenge, die bei Rissfortschritt auf die entstehende Rissfläche bezogen freigesetzt wird:

$$G = -\frac{dU}{dA} \quad 2-45$$

mit der freigesetzte Energie  $dU$  und der Erweiterung der Rissfläche  $dA$ . Bei nicht zu vernachlässigender Plastizität ist das J-Integral anwendbar. Im linear-elastischen Fall sind die Energiefreisetzungsrate  $G$  und das J-Integral identisch:

$$G = J \quad 2-46$$

Zur Definition des J-Integrals siehe Kapitel 2.2.5. Anders als in Kapitel 2.2.5 beschrieben wird bei der Betrachtung von Klebverbindungen oftmals der Maximalwert, also der Wert der Energiefreisetzungsrate bei Oberlast  $G_{max}$  aufgegriffen anstelle der Schwingbreite  $\Delta G = G_{max} - G_{min}$  [Sil10]. Der Grund hierfür sind eventuell auftretende Einflüsse gelöster Oberflächenpartikel auf den Klebstoff. Nach Anrissbildung können sich auf den Rissflächen Bruchstücke aus dem Klebstoff lösen und den Riss an einer vollständigen Schließung hindern. Dies führt unter Umständen zu künstlich hohen Werten von  $G_{min}$  [Mar90].

Das prinzipielle Vorgehen entspricht dem allgemeinen Rissfortschrittskonzept (vgl. Kapitel 2.2.5). Dabei wird das Rissfortschrittsgesetz in Abhängigkeit der maximalen Energiefreisetzungsrate beschrieben:

$$\frac{da}{dn} = C \cdot G_{max}^m \quad 2-47$$

Der Rissfortschritt bzw. die Risslänge  $a_{i+1}$  nach  $n_i$  Belastungszyklen kann entsprechend mit der Rissfortschrittsrate  $da/dn$  in Abhängigkeit der Anfangsrisslänge  $a_i$  berechnet werden:

$$a_{i+1} = a_i + dn_i \cdot \frac{da_i}{dn} \quad 2-48$$

Versagen wird erreicht, sobald die berechnete Risslänge der kritischen Risslänge  $a_f$  für Spontanbruch entspricht. Die Belastungsart ist durch die Wahl der entsprechenden Energiefreisetz-

zungsrates zu berücksichtigen –  $G_I$ ,  $G_{II}$ ,  $G_{III}$  oder bei mixed mode  $G_{tot}$ . Es gibt auch alternative Vorschläge zur Wahl einer äquivalenten Energiefreisetzungsrates  $G_{eqv}$ , beispielsweise nach [Qua06]:

$$G_{eqv} = G_I + \frac{G_{II}}{G_I + G_{II}} \cdot G_{II} \quad 2-49$$

Für Lebensdaueranalysen nach dem Rissfortschrittskonzept ist zu Beginn stets eine geeignete Anfangsrisslänge  $a_0$  zu definieren. Die Wahl von  $a_0$  ist nicht einheitlich geregelt. ABDEL-WAHAB wählte beispielsweise  $a_0 = 0,05 \text{ mm}$ , da die berechnete Energiefreisetzungsrates ab diesem Wert nicht mehr so stark von der Rissgröße abhängig [Abd01]. PIRONDI hingegen wählte aus denselben Gründen bei seinen Berechnungen  $a_0 = 0,5 \text{ mm}$  [Pir09]. SHENOY wiederum ermittelte einen Wert von  $a_0 < 0,08 \text{ mm}$  als unempfindlich für die berechnete Versagensschwingspielzahl und wählte  $a_0 = 0,02 \text{ mm}$  [She10]. Für spröde Werkstoffe gibt die Relation nach GRIFFITH eine Abhängigkeit der Anfangsrissgröße  $a_0$  von E-Modul  $E$ , kritischer Energiefreisetzungsrates  $G_c$  und der Bruchspannung  $\sigma_f$  vor [Had03]:

$$a_0 = \frac{E \cdot G_c}{\pi \cdot \sigma_f^2} \quad 2-50$$

Als Alternative zur Rissfortschrittsberechnung wird aus verschiedenen Gründen auch eine Auslegung geklebter Verbindungen nach einem Schwellwert [Abd02, Abd04, Che02], dem sogenannten Threshold-Wert  $G_{th}$  (vgl.  $K_{th}$  in Kapitel 2.2.5) empfohlen. Ein Grund ist die hohe Streuung der experimentell ermittelten Rissfortschrittsrate [Des97]. Ein weiterer Grund ist die bei Polymeren im Vergleich zu Metallen oftmals deutlich steilere PARIS-Gerade. Dadurch sind Klebstoffe empfindlicher gegenüber Rissen und Bauteile sollten entsprechend auf eine anrissfreie Lebensdauer ausgelegt werden [Sil10, Abd01].

Der Verwendung des Schwellwertes der linear-elastisch berechneten Energiefreisetzungsrates  $G_{th}$  ist bei deutlich geringerem Aufwand konservativer als der Schwellwert des elastisch-plastisch berechneten J-Integrals  $J_{th}$  [Abd01, Ash03]. Daher wird es als ausreichend erachtet, die Energiefreisetzungsrates zu betrachten [Sil10].

Ein weiterer phänomenologischer Ansatz der rechnerischen Lebensdaueranalyse betrachtet den **Festigkeits- und Steifigkeitsverlust** bei zyklischer Belastung [Sil10]. Hierfür wird die Restfestigkeit  $S_R$  nach einer bestimmten Anzahl von Schwingspielen  $n$  bestimmt. Versagen tritt ein, wenn die maximale durch die Belastung hervorgerufene Beanspruchung  $S_{max}$  der Restfestigkeit  $S_R$  gleicht. Die Geschwindigkeit des Festigkeitsabfalls ist von der statischen Festigkeit  $S_u$ , der Beanspruchungshöhe  $S_{max}$  und dem Lastverhältnis  $R$  abhängig.

$$S_R(n) = S_u - f(S_u, S_{max}, R) \cdot n^\kappa \quad 2-51$$

mit  $\kappa$  als Festigkeitsverlust-Parameter. Mit der beschriebenen Versagensbedingung für die Versagensschwingspielzahl  $N_f$  erhält man [Sil10]:

$$S_R(n) = S_u - (S_u - S_{max}) \left( \frac{n}{N_f} \right)^\kappa \quad 2-52$$

Nach gleicher Vorgehensweise kann anstelle des Festigkeitsabfalls der Steifigkeitsverlust in Abhängigkeit der Schwingspielzahl betrachtet werden, vgl. [Dib79, Yan90, Wit90].

Auch im Rahmen der **Schädigungsmechanik** werden Methoden verfolgt, um die Lebensdauer von Klebverbindung rechnerisch zu analysieren. Die Schädigungsmechanik ist als Teil der Kontinuumsmechanik anzusehen und beschäftigt sich mit der Entstehung von Mikrorissen und Poren. Im Rahmen der Schwingfestigkeitsanalyse wird ein Schädigungsparameter  $D$  eingeführt, um den Schädigungsgrad des Werkstoffs zu beschreiben [Lem84, Lem85, Kac86]. Für den ungeschädigten Werkstoff gilt  $D = 0$ , vollständiger Bruch wird durch  $D = 1$  beschrieben. Zwischen  $D = 0$  und  $D = 1$  liegt der kritische Schädigungswert  $D_c$ , der die Initiierung eines Makrorisses beschreibt und oftmals im Bereich  $0,2 \leq D \leq 0,8$  liegt [Sil10]. Der Schädigungsparameter  $D$  ist jedoch physikalisch sehr schwer zu bestimmen, da es nahezu unmöglich ist, alle Mikrorisse und Fehlstellen in einem Werkstoff zu erfassen [Sil10]. Eine einfache Abschätzung kann auf dem oben beschriebenen Steifigkeitsverlust basieren:

$$D = 1 - \frac{E_D}{E} \quad 2-53$$

Mit der Vergleichsspannung nach von MISES  $\sigma_{v,GEH}$ , der hydrostatischen Spannung  $\sigma_h$ , der Querkontraktionszahl  $\nu$  und den werkstoff- und temperaturabhängigen Koeffizienten  $s_0$  und  $\beta_0$  stellte beispielsweise LEMAITRE folgenden Zusammenhang für die Bruchschwingspielzahl  $N_B$  auf [Lem84, Lem85]:

$$N_B = \frac{(\beta_0 + 1) (\sigma_{v,max}^{\beta_0+1} - \sigma_{v,min}^{\beta_0+1})^{-1}}{2(\beta_0 + 2)\beta_0 \left[ \frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \left( \frac{\sigma_h}{\sigma_v} \right)^2 \right]^{s_0}} \quad 2-54$$

In [P653] und [P796] wurde ein viskoelastisches Werkstoffmodell auf Basis eines zwei-kettigen Maxwell-Modells zur Simulation des primären und sekundären Kriechens und einer dritten Kette zur Beschreibung der Ermüdung erarbeitet, Abbildung 2-29.

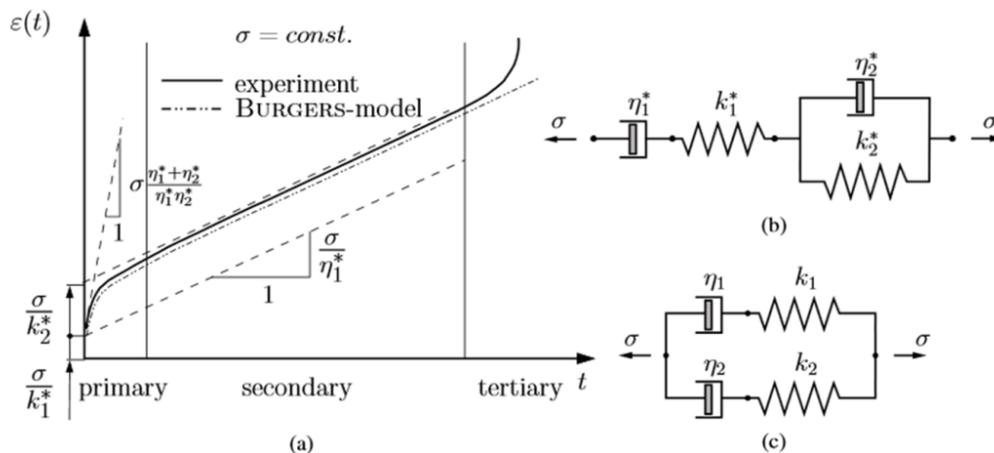


Abbildung 2-29: a) Kriechkurve eines typischen Kriechexperiments und die Antwort eines rheologischen Burgers-Modells [Mat12]  
 b) Schema eines rheologischen Burgers-Modells [Mat12]  
 c) Schema eines mechanisch äquivalenten 2-kettigen Maxwell-Modells [Mat12]

Die Schädigung  $D$  wird dabei im Rahmen transienter Berechnungen auf die Kriechschädigung  $D_c$  und die Ermüdungsschädigung  $D_f$  aufgeteilt.

$$\dot{D} = \dot{D}_c + \dot{D}_f \quad 2-55$$

Die Schädigungsanteile sind vergleichsspannungsbasiert und werden über die Zeit kontinuierlich aufaddiert [P796]. Dadurch ist eine hohe Ergebnisgüte mit dem Nachteil eines großen Rechenzeitaufwands verbunden.

### 2.3.4 Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden

Die Bemessung gegen Betriebsbelastungen mit variablen Amplituden erfolgt durch eine besondere Auslegungsmethodik, die erstmalig 1939 von Ernst GASSNER, dem Begründer der Betriebsfestigkeit, eingeführt wurde [Gas39]. Auf dem Gebiet struktureller Klebverbindungen liegen bislang lediglich vereinzelte Erkenntnisse aus dem Bereich der mehrstufigen Belastung vor.

JEANS, GRIMES und KAN untersuchten an gestuften, symmetrischen Klebverbindungen aus kohlefaserverstärktem Kunststoff (CFK) mit Metall (Titan) verschiedene Einflüsse einer Testzeitverkürzung unter variablen Amplituden [Jea81]. YANG und DU führten Versuche an geklebten CFK-Metall- und Metall-Metall-Verbindungen an einfachen Überlappproben, die mit einem stochastischem Einzelflug-Lastspektrum (flight-by-flight) beansprucht wurden, durch und empfahlen ein statistisches, spannungsbezogenes Schädigungsmodell [Yan83]. JONES und WILLIAMS untersuchten den Einfluss der Probengeometrie und der Zusammensetzung eines blockförmigen Lastkollektivs auf die Schwingfestigkeitseigenschaften von punktgeschweißten und geklebten Kastenprofilen unter mehrstufiger Belastung. Sie kamen zu dem Schluss, dass die Schadensakkumulation nach PALMGREN und MINER die Lebensdauer unakzeptabel unterschätzt [Jon89].

Demgegenüber wird nach Untersuchungen von ERPOLAT, ASHCROFT, CROCOMBE und ABDELWAHAB [Erp04] die Lebensdauer durch die PALMGREN-MINER-Regel deutlich überschätzt. Hierbei untersuchten sie geklebte, doppelt überlappte Flachproben aus CFK. Zur Berechnung der Lebensdauer der Verbindung unter Belastung mit variablen Amplituden in Form eines blockförmigen Lastspektrums ziehen sie einen so genannten „cycle mix“-Faktor heran. Dieser cycle mix (CM)-Faktor wurde von SHENOY et al. zu einem variablen MCM-Faktor erweitert [She09] mit  $OL$  als Überlappungslänge und  $\zeta$  als Schadensparameter, der aus einer experimentell bestimmten Rissfortschrittskurve resultiert:

$$CM_m = \left( \frac{\zeta}{OL} + \alpha \right) [(\Delta L_{mn})^{\beta L_{max}} (\Delta L_{max}/\Delta L_{mn})^\gamma] \quad 2-56$$

SHENOY et al. führten bei ihren Untersuchungen Schwingfestigkeitsversuche mit geklebten einfach überlappten Scherzugproben mit Aluminium-Fügepartnern unter Mehrstufenbelastung durch [She09]. Dabei handelte es sich jedoch nicht um zufallsartige Lastkollektive, sondern um blockförmige Last-Zeitreihen, wobei konstante Amplituden mit zwei unterschiedlichen Mittelspannungen beaufschlagt wurden. Es konnte gezeigt werden, dass die Schädigung nicht-linear erfolgt und eine geringe Anzahl von Überlasten die Schwingfestigkeit deutlich herabsetzen kann. Zur rechnerischen Analyse der Lebensdauer wird ein nicht-lineares Schädigungsgesetz bestimmt:

$$L(n) = L_f - (L_f - L_{max})n^\nu \quad 2-57$$

Mit  $L(n)$  als Resttragfähigkeit einer Probe nach Beaufschlagung mit schwingender Last,  $L_f$  als quasi-statische Tragfähigkeit einer schwingend unbelasteten Probe,  $L_{max}$  als Oberlast,  $n$  als Schwingenspielzahl und  $\nu$  als ein empirisch ermittelter Parameter.

In weiteren Untersuchungen mit geklebten einfach überlappten Scherzugproben [She10] untersuchten SHENOY et al. folgende Varianten von blockförmigen Mehrstufenbelastungen:

- zwei verschiedene Lastamplituden und Mittellasten bei konstantem Lastverhältnis
- zwei verschiedene Mittellasten und Lastverhältnisse bei konstanter Lastamplitude
- konstante Unterlast mit Überlasten
- konstante Mittellast mit Überlasten

Dabei bestätigte sich die Erkenntnis, dass eine geringe Anzahl von Schwingenspielen mit erhöhten Mittellasten oder Lastamplituden die Lebensdauer signifikant reduzieren kann. Eine rechnerische Lebensdaueranalyse erfolgte auf Basis eines bruchmechanischen und eines schädigungsmechanischen Ansatzes. Die bruchmechanisch mittels numerischer Risswachstums-Integration errechnete Vorgehensweise unterschätzte dabei die Lebensdauer. Dies wird darauf zurückgeführt, dass hier die Rissinitiierungsphase vernachlässigt wird. Diese wird bei dem schädigungsmechanischen Ansatz zusammen mit der Rissfortschrittsphase und auch dem zeitlichen Lastverlauf berücksichtigt. Dabei liegt der Berechnung ein empirisches, kontinuumsmechanisches Schädigungsgesetz zugrunde:

$$\frac{dD}{dn} = C_D (\Delta \varepsilon_p)^{m_D} \quad 2-58$$

mit der Schädigungsrate  $dD/dn$  in Abhängigkeit der plastischen Dehnung  $\varepsilon_p$ .  $C_D$  und  $m_D$  sind experimentell bestimmte Konstanten [She10]. Die Ergebnisse des schädigungsmechanischen Ansatzes liegen im Bereich der experimentellen Streuung. Basierend auf den beschriebenen experimentellen Untersuchungen von SHENOY et al. [She10] simulierten KHORAMISHAD et al. die zyklische Schädigung erst kürzlich erfolgreich mit Hilfe von Kohäsivzonenelementen [Kho11].

NOLTING, UNDERHILL und DUQUESNAY [Nol08] untersuchten geklebte doppelt überlappte Scherzugproben mit beschichtetem und blankem Aluminium als Fügepartner unter Belastung mit konstanten Amplituden und Überlasten. Dabei änderte sich die Versagensart von adhäsivem zu kohäsivem Versagen in der Klebschicht. Außerdem wurden je Probenvariante zwei bis drei Versuche unter Belastung mit zwei Lastkollektiven aus der Luftfahrt durchgeführt. Mittels linearer Schadensakkumulation konnte in Verbindung mit sogenannten effektiven Spannungen und äquivalenten Schwingenspielzahlen  $N_{eq}$  gute Übereinstimmungen gefunden werden. Diese werden mittels Versuchen mit Überlasten bestimmt, so dass gilt:

$$N_{eq} = N_{fsc} = \frac{N_{sc}}{1 - \frac{N_{ol}}{N_{fol}}} \quad 2-59$$

mit  $N_{fsc}$  als Versagensschwingspielzahl bei Einstufenbelastung (sc = small cycles),  $N_{sc}$  als Schwingenspielzahl bei Einstufenbelastung,  $N_{ol}$  und  $N_{fol}$  als Schwingenspielzahl bzw. Versagensschwingspielzahl unter Belastung mit Überlasten.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass bis zu Beginn der im Folgenden dargestellten Arbeiten keine Erkenntnisse zum Schwingfestigkeitsverhalten struktureller Klebeverbindungen vorliegen.

---

dungen mit Stahlfeinblechen als Fügepartnern unter Belastung mit zufallsartigen variablen Amplituden vorlagen. Experimentelle Untersuchungen beschränken sich zudem auf einfache Detailproben. Rechnerische Lebensdaueranalysen sind meist aufgrund ihres hohen Modellierungs- und/oder Berechnungsaufwand nicht in der industriellen Praxis anwendbar.

## 2.4 Finite-Elemente-Methode

### 2.4.1 Berechnung von Spannungen und Verformungen

Eine wichtige Berechnungsgrundlage für die Lebensdaueranalyse basierend auf lokalen Beanspruchungen ist der Lasteinflussfaktor  $c$ , auch elastischer Übertragungsfaktor genannt. Dieser stellt den Zusammenhang zwischen einer angreifenden Last  $L$  und der elastizitätstheoretischen Spannung  $\bar{\sigma}_e$  am Anrissort her [Vor00].

$$\bar{\sigma}_e = c \cdot L$$

2-60

Man kann sich nun der Finite-Elemente-Methode bedienen, um diesen Lasteinflussfaktor zu ermitteln. Dafür werden auf das Bauteil Einheitslastfälle in definierten Koordinatenrichtungen aufgegeben und die örtlich herrschenden Spannungen berechnet, vgl. auch [Bru05].

Die Anfänge der FEM liegen in den 50er Jahren im militärischen Weltraumprogramm der USA [Joe05]. Der Begriff *Finite-Elemente* wurde 1960 von CLOUGH eingeführt [Sch03]. Charakteristisch ist das Ersetzen der realen Struktur durch ein Berechnungsmodell, das aus einer Vielzahl von diskreten Elementen mit vorgegebenen Ansatzfunktionen und Verbindungspunkten, den sogenannten Knoten, besteht. Zur Zusammenfügung des elementierten Modells sind u.a. die Einhaltung definierter Stetigkeitsbedingungen sowie die Gewährleistung des Gleichgewichts innerer und äußerer Kraftgrößen erforderlich [Joe05].

Aus mathematischer Sicht ist die FEM ein numerisches Näherungsverfahren zur Lösung von Differentialgleichungen. Die notwendige Zeitintegration erfolgt inkrementell in festgelegten Schritten, wobei in kommerziellen Programmsystemen sowohl explizite als auch implizite Verfahren zur Anwendung kommen [Aba10]. Die numerischen Untersuchungen in dieser Arbeit werden mit Hilfe des FE-Programmsystems ABAQUS Version 6.10-1 (STANDARD) durchgeführt [Aba10]. ABAQUS/STANDARD ist ein allgemeiner Gleichungslöser für lineare und nicht-lineare implizite Analysen. ABAQUS/CAE beinhaltet einen Pre- und Postprozessor zum vollständigen, interaktiven Aufbau von ABAQUS-Modellen und zur Auswertung von ABAQUS-Rechnungen.

Implizite Verfahren basieren auf einer Auswertung der Bewegungsgleichung im zunächst noch unbekanntem Zustand  $t + \Delta t$  und sind u.a. auch zur Berechnung von quasi-statischen, masselosen Modellen geeignet. Die Gradientenmatrizen  $M$ ,  $D$  und  $C$  beschreiben in diesem Fall die Kommunikation aller Diskretisierungspunkte der FE-Struktur. Bei linearen Beziehungen ist durch einmaliges Lösen des entsprechenden Differentialgleichungssystems die Bestimmung von Systemantworten möglich. Nichtlineare Problemstellungen müssen dem gegenüber iterativ berechnet werden, so dass die Ergebnisse eine gewisse Abweichung von der exakten Lösung aufweisen. Zur schrittweisen Minimierung des Residuums existieren vielfältige Ansätze, wie z.B. die NEWTON-RAPHSON-Methode. Zeitschrittbegrenzungen erwachsen somit vorrangig aus den implementierten Konvergenzkriterien und -radien [Joe05].

In ABAQUS sind alle außer axialsymmetrische Elemente in einem globalen kartesischen Koordinatensystem beschrieben. In fast allen Elementen werden primäre Vektormengen (wie Verschiebungen und Verdrehungen) in Form von Knotenwerten mit skalaren Formfunktionen (Interpolationsfunktionen) definiert [Aba10]. Über die Formfunktionen beschreibt der Verformungsansatz die Verformungsgesetzmäßigkeit im Element [Fel98]. Diese Funktionen weisen meist linearen oder quadratischen Charakter auf.

Eine Basis-Gleichung für Finite-Elemente-Analysen stellt Gleichung 2-61 zur Berechnung des Gleichgewichtszustands nach dem Prinzip der virtuellen Arbeit dar.

$$\int_V \frac{\sigma}{\delta D} dV = \int_S t^T \cdot \delta v dS + \int_V f^T \cdot \delta v dV \quad 2-61$$

mit der Spannungsmatrix (wahre Spannungen nach CAUCHY)  $\sigma$ , der virtuellen Dehnungsrate (virtuelle Verformungsrate)  $\delta D$ , dem Volumen  $V$ , dessen Oberfläche  $S$ , der Oberflächenkraft  $t$ , der Volumenkraft  $f$  und dem virtuellen Geschwindigkeitsfeld  $\delta v$ .

In ABAQUS werden alle Elemente numerisch integriert. Folglich wird das Integral der virtuellen Arbeit als Summe behandelt [Aba10]:

$$\int_V \frac{\sigma}{\delta D} dV \rightarrow \sum_{i=1}^n \frac{\sigma_i}{\delta D_i} V_i \quad 2-62$$

mit der Anzahl der Integrationspunkte im Element  $n$  und dem Volumen  $V_i$  an diesem Integrationspunkt.

Es kann zwischen vollständiger und reduzierter Integration gewählt werden. Bei vollständiger Integration ist die Anzahl der Integrationspunkte ausreichend, um den Ausdruck der virtuellen Arbeit exakt zu integrieren, zumindest für lineares Werkstoffverhalten. Bei reduzierter Integration ist die Anzahl der Integrationspunkte ausreichend, um den Beitrag des Dehnungsfeldes, der eine Ordnung niedriger als die Interpolationsordnung (Ordnung der Formfunktion) ist, exakt zu integrieren. Die (unvollständigen) Beiträge höherer Ordnung des Dehnungsfeldes werden in diesen Elementen nicht berücksichtigt [Aba10].

Bei Verwendung von vollständig integrierten isoparametrischen Elementen erster Ordnung ist zu beachten, dass das Phänomen des „Schubsperrens“ (shear locking) auftreten kann [Aba10]. Dabei werden mit den verschiebungsbezogenen Elementen unechte Schubspannungen vorhergesagt. Diese unechten Schubspannungen führen zu einer künstlichen Steifigkeit der Elemente [Bat02]. Eine Lösung des Problems existiert in der Wahl einer reduzierten Integration. Die bei Verwendung linearer, reduziert integrierter Elemente erfolgende Ausgabe abgeleiteter Größen (z.B. Spannungen und Dehnungen) am Elementmittelpunkt kann für erhöhte Genauigkeitsanforderungen vorteilhaft sein [Dol98]. Diese Orte sind die so genannten BARLOW-Punkte [Bar76]. Dabei entstehen allerdings unechte singuläre Moden (sogenanntes „Hourglassing“). Dieses Problem ist besonders schwerwiegend bei quadrilateralen und hexahedralen Elementen erster Ordnung. Ein zuverlässigeres Verfahren ist daher die Wahl von Elementen zweiter Ordnung oder inkompatibler Elemente.

Bei der Wahl des Elementtyps ist der richtige Kompromiss zwischen Aufwand und Genauigkeit zu finden. Es gilt unter anderem, das für die Berechnungsaufgabe bestgeeignete Element auszuwählen [Fel98]. Im Folgenden wird die Betrachtung auf Schalenelemente (shell elements) und Kontinuumelemente (continuum (solid) elements) beschränkt.

Schalen sind Flächentragwerke, die im Gegensatz zu Platten gekrümmt sein dürfen [Fel98]. In der FEM werden sie häufig durch Überlagerung von Platten- und Scheibenelementen erzeugt. Sie besitzen theoretisch 5 Freiheitsgrade. Das Moment um die  $z$ -Achse ist nicht definiert, wird aber in vielen FE-Systemen, so auch in ABAQUS, zugelassen [Fel98]. Dreidimensionale Kontinuumelemente werden hauptsächlich in Form von Tetraeder-, Quader- und Dreieckssäulenelemente verwendet. Die Knoten besitzen i.d.R. drei translatorische Freiheitsgrade [Fel98] und Spannungen werden als wahre Spannungen (nach CAUCHY) angezeigt [Aba10].

### 2.4.2 Berechnung der Energiefreisetzungsrate

Die Berechnung der Energiefreisetzungsrate kann mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode im Rahmen der linear-elastischen Bruchmechanik u.a. auf zwei Wegen ermittelt werden, vgl. z.B. [Ric09]. Zum einen ist im Gültigkeitsbereich der linear-elastischen Bruchmechanik das J-Integral identisch mit der Energiefreisetzungsrate  $G$  (vgl. Kapitel 2.2.5):

$$G = J \quad 2-63$$

Bei dem J-Integral handelt es sich um ein geschlossenes Linienintegral um die Risspitze. In einer Finite-Elemente-Analyse lässt sich das J-Linienintegral auf Basis der virtuellen Rissverschiebung nach HELLEN [Hel75] und PARKS [Par77] durch eine Volumenintegration berechnen [Sch02]. Für eine virtuelle Rissverschiebung  $\lambda(s)$  kann das J-Integral folgendermaßen bestimmt werden [Aba10]:

$$\bar{J} = \int_A \lambda(s) n \cdot H \cdot q dA \quad 2-64$$

mit einem Oberflächenelement  $dA$  entlang einer verschwindend kleinen röhrenförmigen Oberfläche, welche die Risspitze oder die Rissfront einschließt, der Flächennormalen  $n$  und der örtlichen Richtung  $q$  der virtuellen Rissverschiebung.  $H$  ist der sogenannte ESHELBY'sche Energietensor [Roo05]:

$$H = \left( W I - \sigma \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \right) \quad 2-65$$

mit der Formänderungsenergie  $W$  bei elastischem Werkstoffverhalten.

Einen zweiten Weg zur Berechnung der Energiefreisetzungsrate stellt die auf RYBICKI und KANNINEN [Ryb77] zurückgehende Virtual Crack Closure Technique (VCCT) dar [Kru02]. Hierbei wird virtuell der Riss geschlossen und die hierfür benötigte Energie berechnet. Die zur Schließung des Risses nötige Energie ist identisch mit der bei Rissvergrößerung freigesetzten Energiemenge – mit der Energiefreisetzungsrate als Maß.

Die Energiefreisetzungsraten für die unterschiedlichen Beanspruchungsarten lassen sich mittels der VCCT beispielsweise für 8-knotige Volumenelemente wie folgt berechnen (Abbildung 2-30) [Kru02]:

$$G_I = -\frac{1}{2\Delta A} \cdot Z_{Li} \cdot (w_{L\ell} - w_{L\ell}^*) \quad 2-66$$



---

### 3 ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE

Das Thema der vorliegenden Arbeit beinhaltet eine sogenannte „anwendungsorientierte“ Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen. Strukturelle Klebverbindungen in diesem Zusammenhang wurden bereits im Stand der Technik definiert. „Anwendungsorientiert“ umfasst in dieser Arbeit, abweichend von der reinen Betrachtung der rechnerischen Methodik, mehrere Aspekte – sowohl experimentell als auch rechnerisch.

Zum einen wird Bezug genommen auf die experimentelle Ermittlung der Schwingfestigkeitskennwerte. Diese soll im Labormaßstab durchführbar sein, wobei die Ergebnisse auf reale Bauteile übertragbar sein müssen. Hierfür ist eine entsprechend geeignete Probenform für Schwingfestigkeitsversuche heranzuziehen. Da kein gebräuchlicher Probentyp als ausreichend geeignet angesehen wurde, ist die Entwicklung einer auf die Anforderungen der Schwingfestigkeitsuntersuchung struktureller Klebverbindungen zugeschnittenen bauteilähnlichen Probe ein Bestandteil der Arbeit. Bei der experimentellen Schwingfestigkeitsanalyse ist außerdem die zuverlässige Detektion eines technischen Anrisses zu berücksichtigen, um das Schädigungsverhalten im Sinne von Rissinitiierungs- und Rissfortschrittsphase beurteilen zu können. Darüber hinaus müssen geeignete Versagenkriterien bestimmt werden, die eine Bewertung von Bauteileigenschaften und einen Vergleich mit alternativen Fügeverbindungen ermöglichen. Neben der Betrachtung geklebter Verbindungen werden daher Voruntersuchungen an geschweißten Stahlfeinblechen durchgeführt und berücksichtigt.

Ein weiterer Aspekt ist die Berücksichtigung realer bzw. praxistypischer Belastungen. Belastungen mit konstanten Amplituden kommen in der Realität – insbesondere bei geklebten Strukturen – in der Regel nicht vor. Ein Hauptbestandteil der Untersuchungen ist daher das bislang unbekannte Verhalten struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden. Neben der experimentellen Betrachtung der Verbindungseigenschaften soll auf rechnerischem Wege eine zufallsartige Mehrstufenbelastung Berücksichtigung finden. Hierbei wird wiederum der Fokus auf die Anwendungsorientierung gelegt. Dies bedeutet in diesem Zusammenhang eine Vorgehensweise mit verhältnismäßig geringem Modellierungs- und Berechnungsaufwand – vorzugsweise also auf linearen bzw. linear-elastischen Zusammenhängen basierend. Hier bietet sich die lineare Schadensakkumulation an. Alternativ wird die Abschätzung einer sogenannten Versagensschwelle auf Basis der Energiefreisetzungsrates betrachtet, um eine geeignete Schadensakkumulation vergleichend bewerten zu können.

Die Zielsetzung der Arbeit ist es, die Schwingfestigkeitseigenschaften struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden beschreiben und bewerten zu können. Darüber hinaus soll im Rahmen einer rechnerischen Lebensdaueranalyse der Einfluss realitätsnaher Belastungen mit variablen Amplituden Berücksichtigung finden.

## 4 VERSAGENSKRITERIEN UND ANRISSDETEKTION BEI SCHWINGEND BELASTETEN FEINBLECHFÜGEVERBINDUNGEN

Im automobilen Karosseriebau sind nach wie vor zahlreiche Schweißverbindungen zu finden. Da Klebverbindungen oftmals aus verschiedenen Gründen eine Alternative zu Schweißverbindungen darstellen, soll eine gewisse Vergleichbarkeit der Schwingfestigkeitseigenschaften der verschiedenen Fügeverfahren gewährleistet werden. Außerdem wäre es vorteilhaft, mit gleicher oder zumindest ähnlicher Laborausstattung beide Fügeverbindungen hinsichtlich ihrer Schwingfestigkeitseigenschaften untersuchen zu können.

Zur experimentellen Schwingfestigkeitsanalyse von Fügeverbindungen gehört auch die zuverlässige Detektion eines technischen Anrisses, um Rissinitiierungs- und Rissfortschrittsphase differenzieren zu können. Zu diesem Zweck wurden zunächst an Widerstandspunkt- und Laserstrahlschweißverbindungen unterschiedliche Methoden hinsichtlich ihrer Eignung untersucht. Die ausgewählten Methoden zur Anrissdetektion wurden anschließend auf strukturelle Klebverbindungen übertragen. Durch Betrachtung der drei genannten Fügeverbindungen werden sowohl punkt-, linien- als auch flächenförmige Verbindungen im Rahmen der Untersuchungen berücksichtigt.

### 4.1 Randbedingungen

#### 4.1.1 Werkstoff und Fügeverfahren

Für alle geschweißten Proben wurde der feuerverzinkte Stahl DX52D+Z (Werkstoff-Nr. 1.0350+Z) mit der Blechdicke  $t = 1,5 \text{ mm}$  verwendet, Tabelle 4-1 und Tabelle 4-2. Es wurden die beiden Schweißverfahren direktes Widerstandspunktschweißen und Laserstrahlschweißen ohne Zusatzwerkstoff betrachtet. Beim Widerstandspunktschweißen wurde ein minimaler Linsendurchmesser von  $d_{\min} = 4,8 \text{ mm}$  (orientiert an der unteren Qualitätsgrenze  $d_{\min} = 4 \cdot \sqrt{t}$ ) angestrebt. Beim Laserstrahlschweißen wurden I-Nähte mit Spalt zur Zinkentgasung realisiert.

Tabelle 4-1: Werkstoffeigenschaften der Blechfügeteile [TKS13a]

Stahlsorte	Streckgrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	Zugfestigkeit $R_m$ [MPa]	Bruchdehnung $A_{80}$ [%]
DX52D+Z (1.0350+Z)	140 - 300	270 - 420	≥ 26

Tabelle 4-2: Chemische Zusammensetzung der Blechfügeteile [TKS13a]

Stahlsorte	C max	Si max	Mn max	P max	S max	Ti + Nb max
DX52D+Z (1.0350+Z)	0,12	0,50	0,60	0,10	0,045	0,30

#### 4.1.2 Probenformen und Versuchsaufbauten

Es wurden einfach überlappte Scherzugproben, im Folgenden auch kurz Flachproben genannt, mit den Abmessungen Breite  $b = 45 \text{ mm}$ , Überlappungslänge  $l_{\ddot{u}} = 16 \text{ mm}$  und freie Länge  $l_f = 95 \text{ mm}$  verwendet, Abbildung 4-1. Diese Geometriedaten entsprechen den Festle-

gungen im DVS/EFB-Merkblatt 3480. Die punktförmig gefügten Varianten verfügen über je eine Fügestelle.

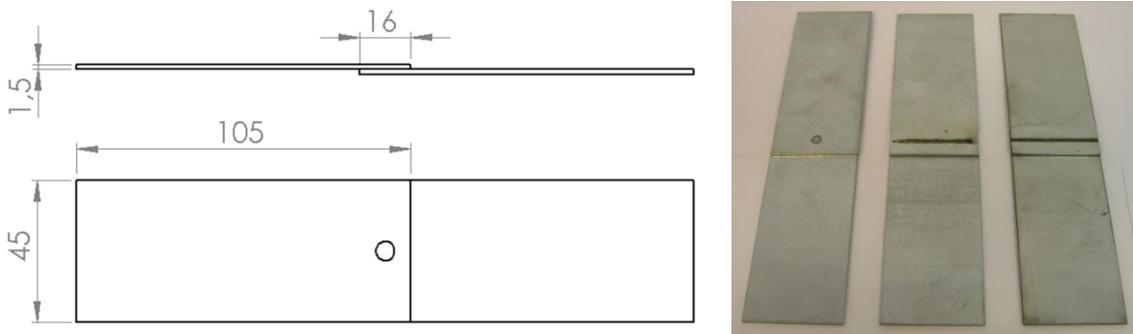


Abbildung 4-1: einfach überlappte Scherzugproben (Flachproben)

Im Falle der laserstrahlgeschweißten Flachproben wurden zwei Varianten verwendet. Proben mit prozesstypischen Nahtenden wurden realisiert, indem bei der Fertigung zunächst die Bleche zugeschnitten und anschließend verschweißt wurden. Die Schweißnahtlänge beträgt hierbei  $l_{SN} = 40 \text{ mm}$ . Daneben fanden Proben ohne Nahtenden Verwendung. Hierfür wurden zunächst zwei Bleche der jeweiligen Breite  $b = 500 \text{ mm}$  verschweißt. Anschließend wurden die Proben mittels Drahterodierens zugeschnitten. Dadurch wurde eine vernachlässigbar geringe Vorbelastung der Schweißnaht ermöglicht und eine Veränderung der Geometrie im Bereich der Fügestelle vermieden. Diese Proben weisen eine Schweißnahtlänge  $l_{SN} = 45 \text{ mm}$  auf, die der gesamten Probenbreite entspricht.

Neben den beschriebenen Detailproben wurden H-Scherzugproben verwendet, Abbildung 4-2. Die nicht bemaßten geometrischen Größen sind von der Blechdicke und dem angewandten Fügeverfahren abhängig. Diese Werte sind in Tabelle 4-3 für die relevante Blechdicke von  $t_{1,2} = 1,5 \text{ mm}$  aufgelistet. Die Maße der laserstrahlgeschweißten H-Scherzugprobe weichen auf Grund einer geringeren notwendigen Flanschbreite von denen der punktförmig gefügten Varianten ab.

Tabelle 4-3: Geometriedaten der H-Scherzugproben

	H-Scherzugprobe (punktgeschweißt)	H-Scherzugprobe (Laser-I-Naht)
Randabstand $v$ [mm]	7,5	5
Flanschbreite $f$ [mm]	18	10
freie Länge $l_f$ [mm]	12	12
Biegeradius $r$ [mm]	3	3

Die punktgeschweißte Variante weist insgesamt 10 Fügstellen (5 pro Seite) auf. Im Falle der lasergeschweißten Probe beträgt die Schweißnahtlänge insgesamt  $l_{SN} = 2 \cdot 200 \text{ mm} = 400 \text{ mm}$ .

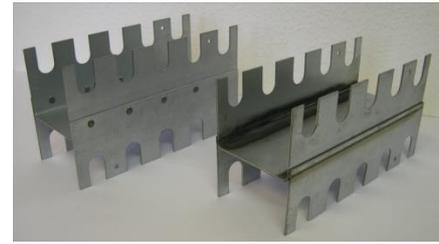
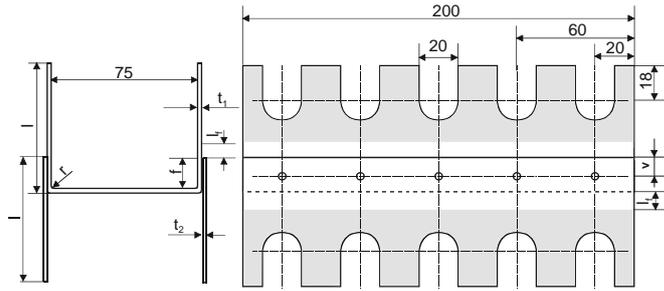


Abbildung 4-2: H-Scherzugproben

Weiterhin wurden einfache Hutprofilproben mit Deckblech verwendet, Abbildung 4-3. Diese weisen allesamt ein Innenmaß von  $b \times h = 50 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$ , eine Gesamtlänge von  $l = 500 \text{ mm}$  und eine Flanschbreite von  $b_F = 13,5 \text{ mm}$  auf. Dieselben Probengeometrien wurden sowohl für Schwingfestigkeitsversuche unter Torsionsbelastung als auch unter Innendruckbelastung verwendet. Die punktgeschweißten Hutprofilproben verfügen über insgesamt 20 Fügstellen (10 pro Flansch). Im Falle der lasergeschweißten Hutprofilprobe beträgt die Schweißnahtlänge insgesamt  $l_{SN} = 2 \cdot 500 \text{ mm} = 1000 \text{ mm}$ .

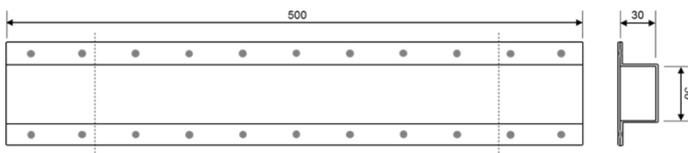


Abbildung 4-3: Hutprofilproben

Die Schwingfestigkeitsversuche wurden mit servohydraulischen Prüfmaschinen in Lastregelung durchgeführt. Es wurden Bruchschwingspielzahlen im Bereich von  $5 \cdot 10^4 \leq N_B \leq 1 \cdot 10^6$  angestrebt.

Die Flachproben wurden hydraulisch gespannt, Abbildung 4-4. Beide Einspannungen weisen eine Nachgiebigkeit in Blechdickenrichtung auf, um ein übermäßiges Verdrehen des Schweißpunktes bzw. der Schweißnaht zu verhindern und somit eine Scherzugbelastung mit möglichst geringem Schälzuganteil zu realisieren. Alle Schwingfestigkeitsversuche mit Flachproben erfolgten mit einem Lastverhältnis  $R = 0,1$ . Die Versuche wurden bei Bruch der Probe gestoppt. Die Versuchsfrequenzen lagen je nach Probenvariante und Lasthorizont zwischen  $f = 7 \text{ Hz}$  und  $f = 12 \text{ Hz}$ .

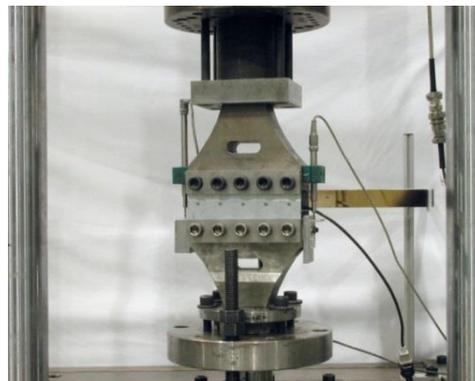
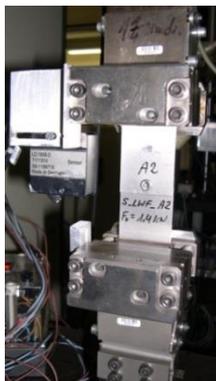


Abbildung 4-4: Versuchsaufbau geschweißte Flach- und H-Scherzugproben

Die H-Proben wurden mittels 20 Schrauben unter Verwendung eines Drehmomentschlüssels eingespannt, Abbildung 4-4. Die Versuchsfrequenzen lagen zwischen  $f = 10 \text{ Hz}$  und  $f = 20 \text{ Hz}$ , das Lastverhältnis lag konstant bei  $R = 0,1$ . Die Versuche wurden bei Bruch der Probe gestoppt.

Die Hutprofilproben unter Torsionsbelastung wurden mittels einer mechanischen Vorrichtung im Innern der Probe und von außen eingespannt. Die Einspannlänge beträgt beidseitig jeweils  $l_{ES} = 75 \text{ mm}$ . Die Versuchsfrequenz lag zwischen  $f = 8 \text{ Hz}$  und  $f = 15 \text{ Hz}$ . Das Lastverhältnis bei allen Torsionsversuchen lag bei  $R = -1$ . Im Falle der laserstrahlgeschweißten Hutprofilproben traten allerdings im unteren Lastbereich trotz teil-elastischer Einspannung vereinzelt Einspannungsbrüche auf. Die Versuche wurden bei einem Steifigkeitsverlust von  $\Delta c = 60 \%$  gestoppt. Dies entspricht dem Funktionsverlust der Probe und der verbleibenden Steifigkeit der Hutprofilprobe nach Auftrennung in der Fügeebene.

Die Schwingfestigkeitsversuche mit Hutprofilproben unter Innendruckbelastung wurden an einer servohydraulischen Prüfmaschine in Druck-Weg-Kaskadenregelung durchgeführt. Der Prüfstands Aufbau besteht aus einem servohydraulischen, translatorischen Zylinder, der einen mit Wasser gefüllten Gummibalg komprimiert. Dabei wird Wasser in die Probe gepresst. Im Innern der Probe befindet sich ein spezieller, abgedichteter Latex-Schlauch, der ebenfalls bereits zu Versuchsbeginn mit Wasser gefüllt ist. Am dem Wassereintritt gegenüberliegenden Ende der Probe befindet sich der im Regelkreis befindliche Drucksensor, Abbildung 4-5.

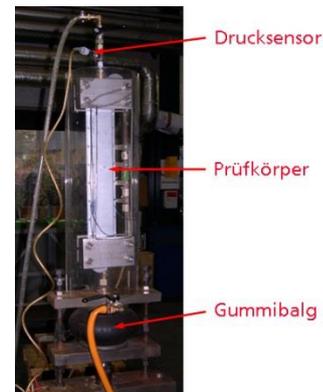
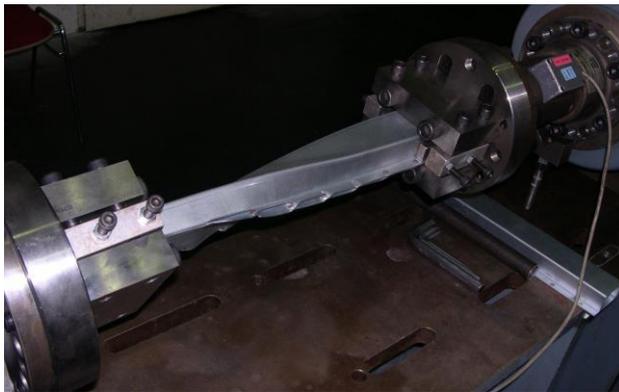


Abbildung 4-5: Versuchsaufbau geschweißte Hutprofilproben unter Torsion und Innendruck

Die Versuchsfrequenzen lagen zwischen  $f = 6 \text{ Hz}$  und  $f = 9 \text{ Hz}$ . Das Lastverhältnis betrug konstant  $R = 0,1$ . Die Versuche wurden nach einer Zunahme der Deckblechdurchbiegung um  $\Delta z = 150 \%$  gestoppt, um ein Platzen oder Reißen des inneren Druckschlauchs zu vermeiden. Zu diesem Zeitpunkt befinden sich die Proben bereits in einem Zustand weit vorangeschrittener Oberflächenrisse.

## 4.2 Definition geeigneter Versagenskriterien für die Schwingfestigkeitsanalyse von Fügeverbindungen

Die Bedeutung geeigneter Versagenskriterien für die Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen wurde in Kapitel 2.3 erläutert. Für die Untersuchung gefügter Feinbleche wurden in Zusammenarbeit mit Industrievertretern und Forschungspartnern folgende Versagenskriterien als anwendungsrelevant erachtet [FAT221]:

- Erster technischer Anriss (mit technischen Mitteln zuerst feststellbarer Anriss, Größe von der Geometrie und vom Verfahren abhängig)
- Erster sichtbarer Riss definierter Länge an der Oberfläche
- Der Verlust der Funktionsfähigkeit der Verbindung; dies kann sich in Form eines Steifigkeitsverlustes oder einer Restfestigkeit widerspiegeln.
- Steifigkeitsverlust in Höhe von  $\Delta c = 40 \%$
- Probenbruch

Bei Sicherheitsbauteilen in der Fahrzeugindustrie wird das Versagen „technischer Anriss“ teilweise mit einem Oberflächenriss der Länge  $2l = 1 - 2 \text{ mm}$  definiert (vgl. [Son05b]), was einer Risstiefe von  $a = 0,5 - 1 \text{ mm}$  entspricht. Des Weiteren wird bei Punkt- und Laserschweißverbindungen zuweilen auch das Kriterium eines Steifigkeitsverlusts in Höhe von  $\Delta c = 20 \%$  angewendet.

Zur Bestimmung der genannten Versagenskriterien ist eine entsprechende Anrissdetektion Grundvoraussetzung. Im Folgenden wird daher auf geeignete Methoden zur Anrissdetektion eingegangen und die Versagenskriterien hinsichtlich ihrer Eignung für Schwingfestigkeitsanalysen gefügter Feibleche bewertet.

#### **4.2.1 Schwingfestigkeitsversuche mit begleitender Anrissdetektion**

Mit den beschriebenen Probenformen wurden mehr als 200 Schwingfestigkeitsversuche durchgeführt. Dabei erfolgte eine versuchsbegleitende Anrissdetektion. Im Anhang sind die einzelnen Versuchsergebnisse zusammengefasst (an dieser Stelle soll hierauf nicht weiter eingegangen werden). Bei den Versuchen wurden unterschiedliche Methoden zur Anrissdetektion angewendet, weiterentwickelt und bewertet.

Eine Grundvoraussetzung geeigneter Methoden zur Anrissdetektion ist die versuchsbegleitende Anwendung. Dies bedeutet, dass alle zerstörenden Verfahren (wie metallographische Untersuchungen) ausscheiden. Außerdem nicht ohne Versuchsunterbrechung anwendbar sind Methoden, die einen quasi-statischen Belastungszustand erfordern, wie Laser-Speckle-Interferometrie (ESPI, [Q-100, Ett01]) oder optische 3D-Verformungsanalyse mittels Grauwertkorrelation [GOM13].

Zur versuchsbegleitenden Anrissdetektion bei gefügten Feiblechstrukturen unter schwingender Belastung sind prinzipiell unterschiedliche Methoden denkbar. Naheliegende Anwendungen sind optische Verfahren. Mittels hochauflösender Kamerasysteme können bereits sehr kleine Oberflächenrisse festgestellt werden. Erleichtert wird dies durch den Einsatz zusätzlicher Hilfsmittel. Beispielsweise deutet eine Schwarzfärbung ursprünglich weißer Zinkoxidpaste bereits frühzeitig auf kleinste Oberflächenschädigungen hin. Optische Verfahren bergen jedoch prinzip bedingte Nachteile. Bei mehreren potenziellen Anrissorten müsste eine entsprechende Anzahl Kameras installiert werden. Zum anderen scheidet das Verfahren bei optisch nicht zugänglichen Anrissorten gänzlich aus. Dies ist z.B. bei Punktschweißverbindungen oder oftmals bei geschlossenen Blechkonstruktionen der Fall.

Weitere Methoden stützen sich auf die Eigenschaft der Eigenfrequenzänderung schwingender Strukturen bei Steifigkeitsänderungen im System. Den Prüffrequenzabfall als Indiz eines Anrisses heranzuziehen ist zwar zielführend [FAT221], allerdings lediglich bei Resonanzprüfma-

---

schinen anwendbar. Da bei Klebverbindungen die Prüffrequenz auf Grund von Erwärmung des Klebstoffs begrenzt ist, scheidet dieser Maschinentyp in der Regel aus und somit auch die Frequenzüberwachung als Methode zur Anrissdetektion. Eine auf der Messung von Änderungen der lokalen Schwingungseigenschaften basierende Methode ist die Frequenz-Spektralanalyse [Rei05]. Allerdings zeigte sich diese Messmethode bei den untersuchten Probenformen in Verbindung mit konstanten Prüffrequenzen im Bereich von  $5 \text{ Hz} < f < 20 \text{ Hz}$  als ungeeignet für eine eindeutige Anrisserkennung. Für stärker schwingende Strukturen oder in Verbindung mit Resonanzprüftechnik stellt dieses Verfahren womöglich eine geeignete Alternative dar, vgl. z.B. [Ber01].

Die durchgeführten Untersuchungen zeigten schließlich, dass folgende vier Methoden zur versuchsbegleitenden Anrissdetektion gefügter Feibleche geeignet sind:

- Analyse der zyklischen Steifigkeit
- Lokale Dehnungsmessung
- Differenztemperaturmessung
- Thermoelastische Spannungsanalyse

Der Aufwand für zuverlässige Differenztemperaturmessungen ist jedoch nicht unerheblich. Bei der Verwendung von Temperatursensoren ist eine entsprechende Applikation erforderlich und lediglich bei punktförmigen Verbindungen sinnvoll möglich ([FAT221], vgl. auch [Hah01, Bat00, Mül89]). Um die Rissentstehung während des Schwingfestigkeitsprüfung gefügter Proben zu erfassen, bevor der Riss die Oberfläche erreicht hat, wurde ähnlich dem thermometrischen Verfahren, die während der Prüfung in Wärme umgewandelte Formänderungsenergie kontinuierlich in Form einer Temperaturerhöhung thermographisch gemessen. Dabei wird die Temperatur in der Schweißpunkt- bzw. Schweißnahtmitte erfasst und die Differenz zur Temperatur abseits der Fügestelle gebildet, um Einflüsse von außen zu minimieren. Nachdem sich bei Schwingbelastung die Differenztemperatur im anrissfreien Zustand auf ein Niveau eingependelt hat, steigt sie bei Anriss bzw. Rissfortschritt an. Auf Grund der guten Wärmeleitfähigkeit des Stahls, der relativ geringen Prüffrequenz und der sehr geringen entstehenden Wärmemenge stellt sich dieses Verfahren im Falle der untersuchten Schweißverbindungen als relativ unzuverlässig und stark rauschbehaftet heraus. Bei punktgeschweißten Proben kann auf diesem Wege erwartungsgemäß auf Grund der besseren Lokalisierung der Fügestelle ein deutlicheres Ergebnis, d.h. eine Detektion kleinerer Risse erreicht werden als bei laserstrahlgeschweißten Verbindungen. Vor dem Hintergrund des flächenförmigen Charakters von Klebverbindungen ist dieses Verfahren daher nicht zielführend.

Als für die experimentelle Schwingfestigkeitsanalyse von unterschiedlichen Feiblechfügeverbindungen geeignet werden daher die Methoden zyklische Steifigkeitsanalyse, lokale Dehnungsmessung mittels Dehnungsmessstreifen und thermoelastische Spannungsanalyse (TSA) erachtet.

Eine relativ einfach handhabbare und weit verbreitete Methode der Versuchsdokumentation ist die Aufzeichnung der Probensteifigkeit. Um durch eine **Steifigkeitsanalyse** auf Anriss und Rissfortschritt schließen zu können, gilt es, gewisse Einflussfaktoren zu beachten. Je nach Belastungsart unterscheiden sich zunächst grundsätzlich die Wege zur Steifigkeitsermittlung:

---

- *Axial-Belastung*

Die Probensteifigkeit  $c$ , die sich aus dem Kraft-Weg-Quotienten ergibt, wird wie folgt ermittelt, wobei  $\Delta F$  die eingestellte Kraftschwingbreite und  $\Delta L$  die gemessene Wegschwingbreite bezeichnet:

$$c_{axial} = \frac{\Delta F}{\Delta L} \quad 4-1$$

Zur Steifigkeitsanalyse der Flachproben wurde die Wegschwingbreite mittels eines Laser-Triangulators zwischen beiden Einspannungen erfasst. Auf Grund der relativ niedrigen Frequenzen zwischen  $f = 7 \text{ Hz}$  und  $f = 12 \text{ Hz}$  wurde im Rahmen der Laser-Wegmessung eine relativ hohe Integrationszeit von  $t_i = 20 \text{ ms}$  angewendet, um das Signal entsprechend zu glätten und störendes Rauschen zu unterdrücken. Eine Messung der Wegschwingbreite über den im Hydraulikzylinder integrierten induktiven Wegsensor ist für eine Anrisserkennung oftmals zu ungenau. Zur Steifigkeitsanalyse der H-Proben wurde die Wegschwingbreite mittels zweier induktiver Wegsensoren, je einer pro Stirnseite der Probe, erfasst. Bei der weiteren Signalverarbeitung wurde der Mittelwert dieser beiden Sensoren herangezogen.

- *Torsionsbelastung*

Im Falle der Hutprofilproben unter Torsion ergibt sich die Probensteifigkeit aus dem Quotienten von Moment und Drehwinkel, wobei  $\Delta M$  die eingestellte Momentschwingbreite und  $\Delta \Phi$  die gemessene Drehwinkelschwingbreite bezeichnet:

$$c_{torsion} = \frac{\Delta M}{\Delta \Phi} \quad 4-2$$

Zur Steifigkeitsanalyse der Probe wurde die Drehwinkelschwingbreite mittels des im serwohydraulischen Torsionszylinder integrierten, induktiven Drehwinkelgebers erfasst.

- *Innendruckbelastung (Hutprofilproben)*

Im Falle der Hutprofilproben unter Innendruckbelastung ist es nicht möglich, eine Steifigkeit im herkömmlichen Sinne zu ermitteln. Alternativ wurde die Durchbiegung des Deckblechs während des Versuchs erfasst. Hieraus kann eine „Ersatzsteifigkeit“ aus  $\Delta p$ , der eingestellten Druckschwingbreite, und  $\Delta z$ , der gemessenen Durchbiegungsschwingbreite des Deckblechs, ermittelt werden:

$$c_{pressure} = \frac{\Delta p}{\Delta z} \quad 4-3$$

Die Durchbiegungsschwingbreite des Deckblechs der Hutprofilprobe wurde mittels vier Biegebalken, die mit Dehnungsmessstreifen bestückt sind, erfasst. Diese vier DMS sind zu einer Vollbrücke geschaltet und können somit sehr geringe Verschiebungen erfassen.

Fallweise kann es eine Herausforderung darstellen, den Steifigkeitsverlauf ausreichend genau und mit geringem Rauschen zu ermitteln. Um weitere Analysen des Steifigkeitsverlaufs durchzuführen, ist es notwendig, den Verlauf zu glätten. Dies erfolgte wenn möglich durch eine Approximation mittels einer polynomialen Ansatzfunktion vierten Grades oder in den

Fällen, in denen der Steifigkeitsverlauf keine sinnvolle Approximation zuließ, mittels Datenreduktion auf 1.000 Stützstellen in Verbindung mit einer gleitenden Mittelwertbildung. Die so geglätteten Verläufe ermöglichen schließlich auch eine zielführende Ableitung nach der Schwingenspielzahl  $dc/dn$ . In Abbildung 4-6 sind beide Varianten der Signalglättung exemplarisch dargestellt.

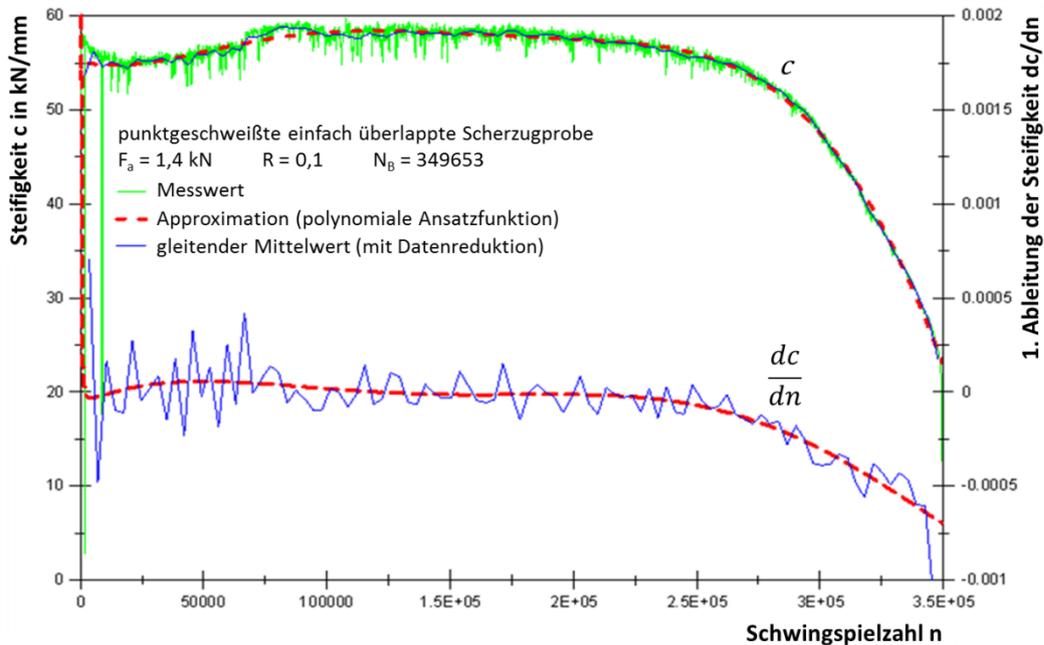


Abbildung 4-6: Beispiel eines Steifigkeitsverlaufs und seiner Ableitung ( $dc/dn$ )

Die Anrisserkennung über den Steifigkeitsverlauf ist in der Regel während eines laufenden Versuchs nicht bzw. erst relativ spät möglich. Dies liegt zum einen an dem teilweise hohen Rauschen des Signals, zum anderen daran, dass die Steifigkeit nicht immer ein konstantes Niveau hält und somit das Feststellen eines beschleunigten Steifigkeitsabfalls versuchsbegleitend schwer möglich ist. Im Anschluss an einen abgeschlossenen Versuch lässt sich allerdings bei den betrachteten Probenformen über den beschleunigten Steifigkeitsabfall eine Aussage zum Beginn der Schädigung treffen. Ob Angaben bzw. Auswertungen relativer Steifigkeitsverluste sinnvoll sind, hängt von der individuellen Situation ab. Neben dem beschleunigten Steifigkeitsabfall wurden 10 % und 40 % Steifigkeitsabfall ausgewertet. Unter dem beschleunigten Steifigkeitsabfall ist dabei das erste Abweichen des Verlaufs von einem nahezu konstanten Verhalten zu verstehen. Die relativen Abweichungen wurden auf den absoluten Wert nach eventuellen Einschwing- und Setzvorgängen bezogen. Generell kann bei einfachen Proben die Aussage getroffen werden, dass 40 % Steifigkeitsabfall entweder dem Probenbruch (Flachproben, H-Scherzugproben) oder weitestgehend dem Funktionsverlust (Hutprofilproben) entspricht. Um den technischen Anriss zu detektieren, muss auf eine möglichst frühe Änderung des Steifigkeitsverhaltens reagiert werden. Dies entspricht dem beschriebenen beschleunigten Steifigkeitsabfall.

Es sei angemerkt, dass die Analyse des Steifigkeitsverlaufs zur Detektion des technischen Anrisses nicht allgemein in Verbindung mit allen denkbaren Proben und Bauteilen Anwendung finden kann. Beispielsweise bei großen und komplexen Bauteilen macht sich ein technischer Anriss geringer Größe nicht in der globalen Steifigkeit bemerkbar.

Die Ableitung der Steifigkeit nach der Schwingenspielzahl  $dc/dn$  stellt sich derart problematisch dar, da ein bestimmter Wert dieser Ableitung, z.B. bei niedrigen Schwingenspielzahlen, zwar ähnlich dem beschleunigten Steifigkeitsabfall zur Schädigungsdetektion herangezogen werden kann, allerdings bei hohen Bruchschwingenspielzahlen dieser Wert auf Grund des deutlich langsameren Rissfortschritts erst bei weit fortgeschrittener Schädigung erreicht wird. Es kann daher nicht empfohlen werden, eine Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen auf Basis der Ableitung des Steifigkeitsverlaufs ohne nähere Betrachtung auf verschiedene Fügeverbindungen und Probenarten anzuwenden.

Zur Objektivierung der Datenanalyse wurde ein MATLAB-Skript erstellt, mit dessen Hilfe der beschleunigte Steifigkeitsabfall definiert werden kann. Dies kann jedoch nicht ohne die Bewertung des Anwenders erfolgen. Dabei wird der Steifigkeitsverlauf zunächst mittels eines geeigneten Polynoms angenähert. Dann wird der Bereich eines homogenen Steifigkeitsverlaufs definiert, indem ein Bereich mit konstanter Steigung des angenäherten Steifigkeitsverlaufs gesucht wird. Der Zeitpunkt, zu dem der angenäherte Steifigkeitsverlauf den Bereich des homogenen Verlaufs verlässt, wird als der „beschleunigte Steifigkeitsabfall“ definiert, vgl. Abbildung 4-7.

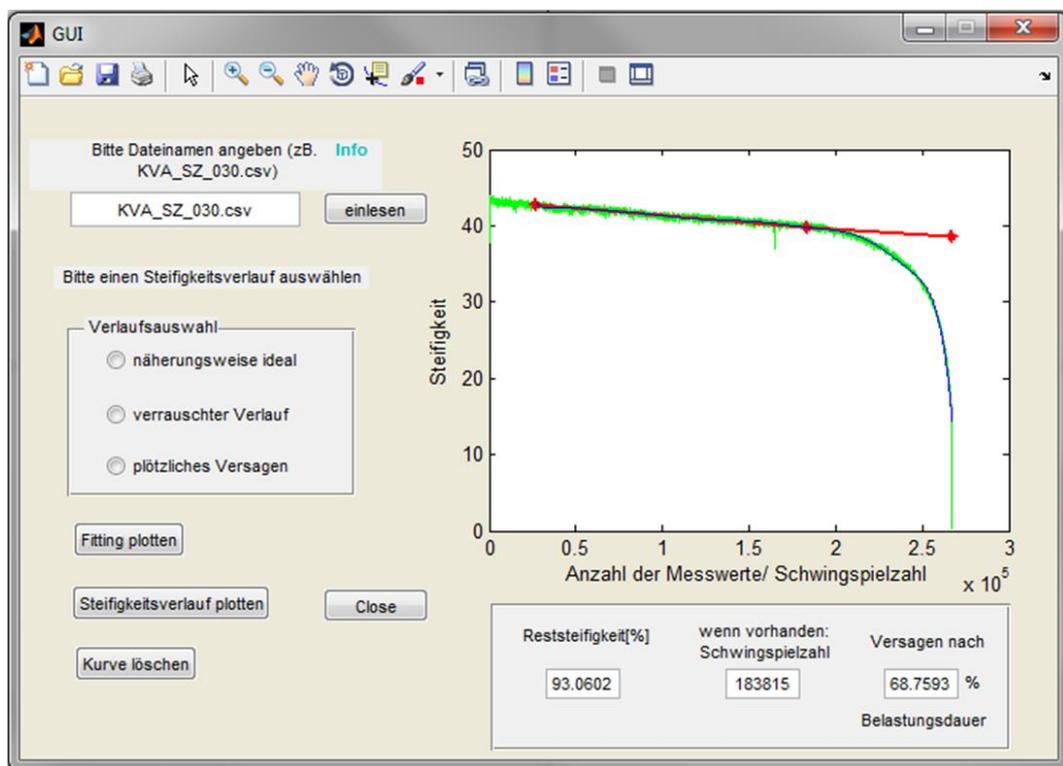


Abbildung 4-7 GUI zur Definition des beschleunigten Steifigkeitsabfalls (grün: gemessener Steifigkeitsverlauf, blau: polynomiale Näherung, rot: homogener Steifigkeitsverlauf)

Zur Ermittlung der lokalen Beanspruchung und zur Anrissdetektion im Bereich der Fügung wurden **lokale Dehnungsmessungen mittels Dehnungsmessstreifen (DMS)** durchgeführt. Dehnungsmessstreifen bestehen aus einem mäanderförmigen Messgitter in einer dünnen Trägerfolie. Mittels Klebstoff auf der zu untersuchenden Oberfläche appliziert wandeln DMS Dehnungen in elektrische Widerstandsänderungen um [Dub97], da der Widerstand des Messgitterdrahts von Länge und Durchmesser abhängt. Liegt die Oberflächenverformung im linear elastischen Bereich, kann folglich über die gemessene Dehnungsänderung auch auf die Span-

nung rückgeschlossen werden. Die auftretenden Spannungsumlagerungen im Falle eines Anrisses führen also zu einer Veränderung des Messsignals.

Zur Definition des Anrisszeitpunktes wurde eine signifikante Änderung der Dehnungsamplitude herangezogen. Diese Änderung der Dehnungsamplitude wurde anhand von FE-Berechnungen nachvollzogen, Abbildung 4-8.

Dabei lässt sich im Falle der punktgeschweißten Verbindungen unter Scherbelastung Folgendes feststellen: Bei ungeschädigter Probe erfasst ein DMS, an geeignetem Ort in unmittelbarer Nähe des Schweißpunktes appliziert, eine Dehnungsamplitude, die aus einer reinen Druckbeanspruchung der Oberfläche resultiert. Mit beginnendem Anriss verringert sich die Amplitude, um schließlich wieder anzusteigen. Dieser Wechsel liegt darin begründet, dass die Beanspruchung auf der Oberfläche in dem Bereich, wo der DMS appliziert ist, allmählich von Druck auf Zug wechselt. Sobald der Riss die Oberfläche erreicht hat, fällt die Amplitude relativ schnell wieder ab. Es lässt sich daher an Hand der Dehnungsamplitude neben dem Anriss auch der Rissfortschritt qualitativ bewerten.

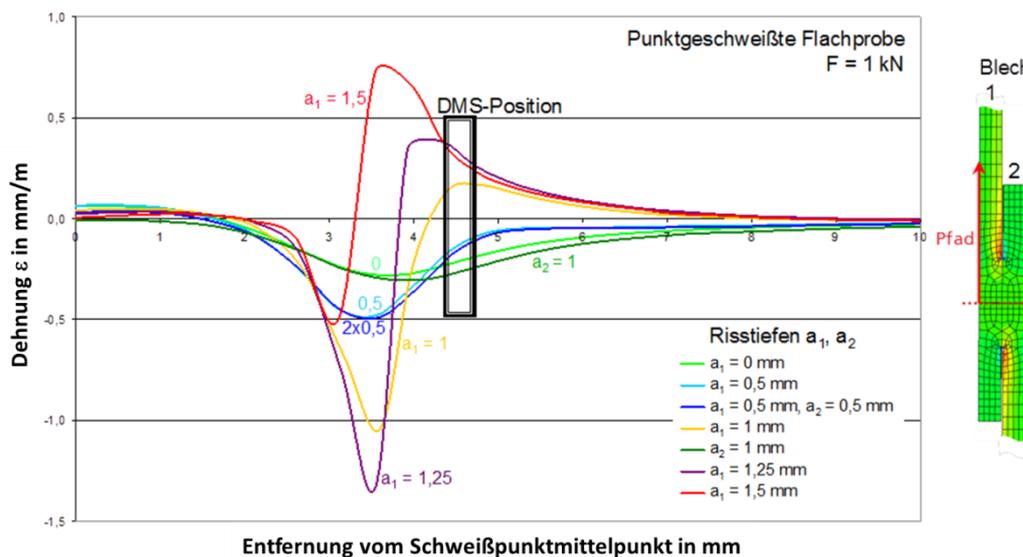


Abbildung 4-8: Veränderung der Dehnung an der Oberfläche bei fortschreitender Risttiefe

Bei Laserschweißnähten ist die gemessene Dehnungsamplitude in Nahtnähe bei Scherbelastung im Falle einer ungeschädigten Probe ebenfalls durch Druckbeanspruchungen auf der Oberfläche begründet. Bei Beginn der Schädigung erfahren DMS über einer Rissfront abnehmende Dehnungsamplituden während diese bei benachbarten DMS ansteigen. Insbesondere bei global sehr steifen Proben bietet diese lokale Messung der Dehnungen Vorteile in Bezug auf die frühzeitige Detektion von Anrissen.

Bei Klebverbindungen kann eine Schädigung der Klebschicht über Dehnungsmessungen auf der Rückseite des Fügeteils erfolgen. Dies bedeutet, dass DMS auf dem Fügeteil auf Höhe der Klebfuge appliziert werden. Diese Messmethode ist daher unter dem Begriff „backface strain“ bekannt [Gra10].

Von Nachteil gestalten sich der nötige hohe Applikationsaufwand und die notwendige a priori Kenntnis des Anrissortes sowie der Stelle, an welcher Änderungen der Oberflächendehnung zu erwarten sind. Dies führte dazu, dass an laserstrahlgeschweißten H- und Hutprofilproben

keine Dehnungsmessstreifen zur Anrissdetektion zum Einsatz kommen konnten. Auf Grund des unbekanntes Anrissortes in Nahtlängsrichtung (Nahtlänge  $l_{SN} = 400$  bzw.  $1000 \text{ mm}$ ) wäre für eine zuverlässige Anrisserkennung eine kostspielige Vielzahl von DMS pro Probe nötig gewesen, um sinnvolle Aussagen treffen zu können.

Eine alternative Methode, um lokale Beanspruchungen bzw. Dehnungen oder im elastischen Bereich Spannungen bei schwingender Belastung zu messen, stellt die **thermoelastische Spannungsanalyse** (TSA) dar. Diese beruht auf dem thermoelastischen Effekt, welcher besagt, dass elastische Deformationen eines Werkstoffes Temperaturveränderungen hervorrufen, vgl. z.B. [Har91]. Elastische (positive) Dehnung führt zu einer Temperaturabnahme, elastische Kompression zu einer Temperaturerhöhung. Die Temperaturänderung an der Oberfläche beträgt vereinfacht unter adiabaten Bedingungen:

$$\Delta T = -\alpha_{\varepsilon} \cdot T_0 \cdot (\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2) \quad 4.4$$

mit dem Längenausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{\varepsilon}$ , der Durchschnittstemperatur des Bauteils  $T_0$  und den Hauptspannungen an der Oberfläche  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$ .

Die Messung der im Milli-Kelvin-Bereich liegenden Temperaturänderungen über einen Lastwechsel bzw. eine Folge von Lastwechseln ermöglicht, die Summe der Hauptspannungen an der Oberfläche zu erfassen. Somit kann über Spannungsänderungen, die sich auf Grund von Anrissen ergeben, auf Schädigungen rückgeschlossen werden. Praktisch wird die vom Bauteil ausgehende Infrarotstrahlung mittels einer hochgenauen Thermographie-Kamera gemessen, Abbildung 4-9.

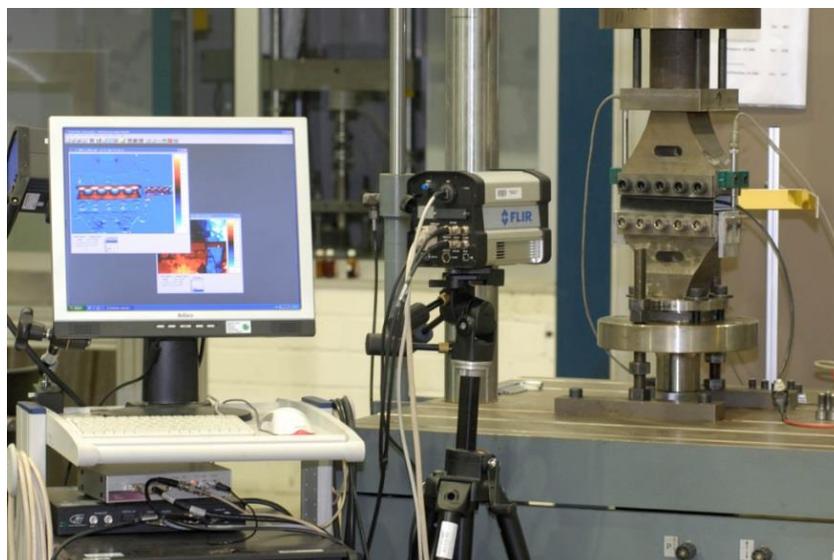


Abbildung 4-9: Eingesetztes Thermographie-System

Hierfür ist eine emissionsstarke und reflektionsarme Probenoberfläche notwendig. Dies wurde ermöglicht, indem die Proben mit speziellem Kameralack besprüht wurden. Dieser bietet zwar im Vergleich zu Graphit (Emissivität  $\varepsilon = 0,98$ ) einen leicht schlechteren Emissionsgrad für IR-Strahlung ( $\varepsilon = 0,97$ ) [Hau96], dafür jedoch Vorteile bei der Anwendung und er lässt sich auf Grund mangelnder elektrischer Leitfähigkeit ohne weiteres in Verbindung mit Dehnungsmessstreifen verwenden. Die gemessene IR-Strahlung wird mittels spezieller Software mit dem anregenden Kraft-, Moment- bzw. Drucksignal korreliert, so dass auf die lediglich durch den

thermoelastischen Effekt entstehende Wärme geschlossen werden kann, vgl. Abbildung 4-10. Umgebungseinflüsse werden auf diese Weise weitgehend ausgeschlossen.

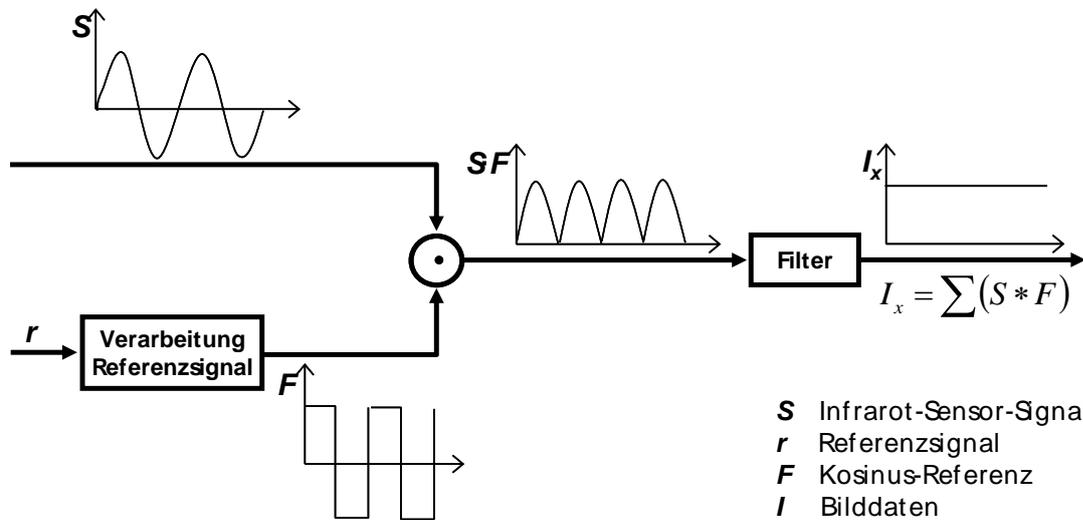


Abbildung 4-10: Prinzip der TSA (idealisiert) nach [Str06]

Im Rahmen einer Messung erhält man schließlich zum einen die gemessene Infrarot-Strahlung, mit welcher auf Absoluttemperaturen geschlossen werden kann. Daneben erhält man im Zuge der TSA die mit der Lastanregung korrelierte IR-Strahlung, welche sich proportional zur (elastischen) Spannung auf der Probenoberfläche verhält. Auf diesem Wege kann die Summe der (elastischen) Hauptspannungen an der Oberfläche ausgewertet werden. Neben den Änderungen der Oberflächenspannungen lässt sich die Phasenverschiebung dieser gemessenen IR-Strahlung zur Anregung auswerten.

Diese Phasenverschiebung zwischen der von der Oberfläche abgestrahlten und gemessenen IR-Strahlung und der Anregung, in diesem Fall der Kraft, des Moments bzw. des Drucks, hat verschiedene Gründe. Ein Grund ist, dass das System nicht wie theoretisch angenommen adiabatisch ist. Daher treten Verluste u.a. in Form von Wärmestrahlung auf. Außerdem liegen die Ursachen in der auftretenden Wärmeleitung. Allein die Wärme, die auf Grund des thermoelastischen Effekts unterhalb der Oberfläche entsteht, bewirkt durch den Vorgang der Wärmeleitung an die Oberfläche eine Phasenverschiebung der dort gemessenen IR-Strahlung zur Anregung. Ändert sich nun in der Folge einer Schädigung die Spannungsverteilung in der Nähe des Anrisses, so ändert sich auch die entstehende Wärme auf Grund des thermoelastischen Effekts und somit auch die Phasenverschiebung an der Oberfläche. Darüber hinaus wirkt sich auch die Wärmeentstehung durch Reibung der Rissflächen und die bei Rissentstehung und -fortschreitung in Form von Wärme frei werdender Formänderungsenergie auf die gemessene Phasenverschiebung aus.

Neben der Betrachtung der Phasenverschiebung, Abbildung 4-11, kann über die Änderung der (elastischen) Oberflächenspannungsverteilung auf Anrisse rückgeschlossen werden. Diese Auswertung lässt sich allerdings z. Zt. noch nicht ähnlich der Phasenverschiebung für unterschiedliche Probenformen gleichermaßen auswerten. Auf diesem Wege kann jedoch sehr gut die auftretende Schädigung lokalisiert und der Schädigungsfortschritt nachvollzogen werden.

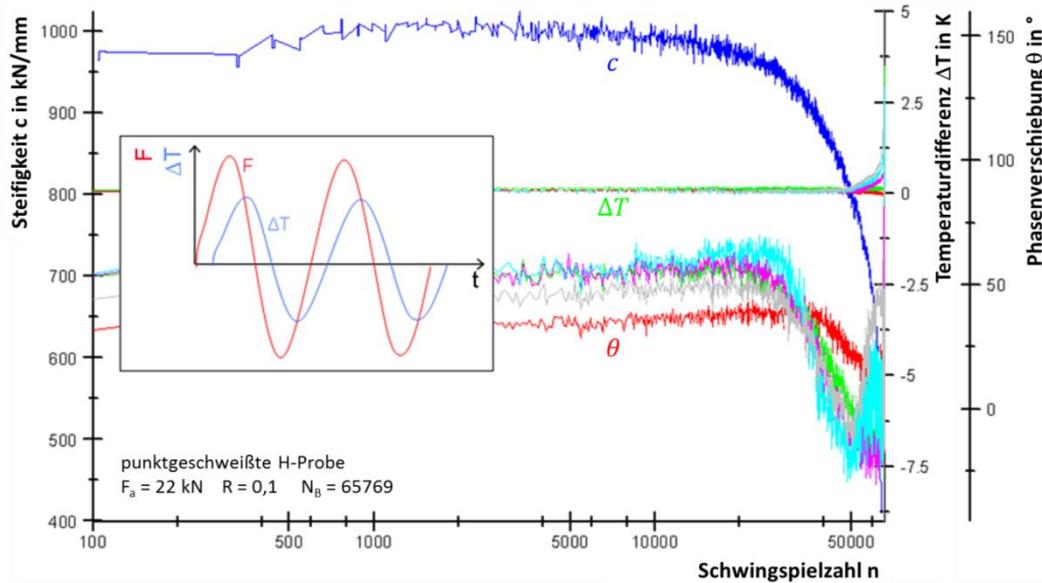


Abbildung 4-11: Beispielverläufe von thermographisch gemessener Differenztemperatur  $\Delta T$  und Phasenverschiebung  $\theta$  an fünf Schweißpunkten einer H-Scherzugprobe im Vergleich zur Steifigkeit  $c$

Allgemein bietet die thermoelastische Spannungsanalyse den großen Vorteil, bei größeren und komplexeren Proben oder Bauteilen den Ort der Schadenentstehung detektieren, Abbildung 4-12, und den Rissfortschritt qualitativ verfolgen zu können.

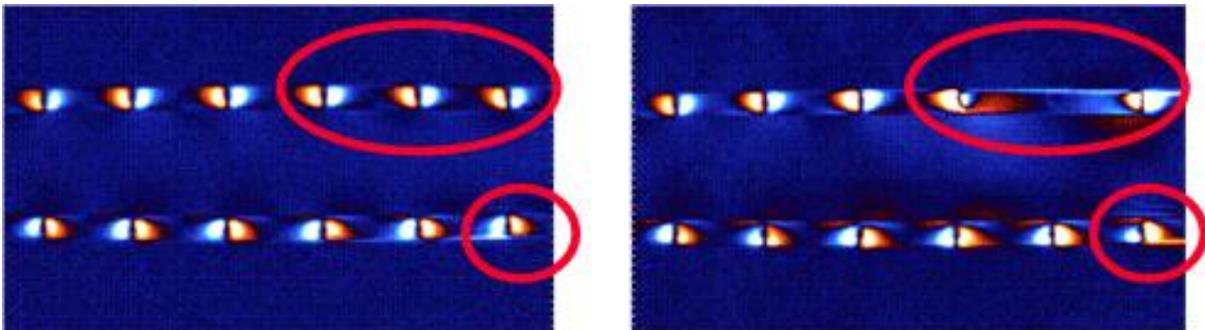


Abbildung 4-12: Beispiel einer TSA an einer punktgeschweißten Hutprofilprobe unter Torsionsbelastung (links ungeschädigt, rechts geschädigter Zustand)

#### 4.2.2 Bewertung des Steifigkeitsverlaufs zur Anrissdetektion

Um die Eignung des Steifigkeitsverlaufs für die Anrissdetektion bewerten zu können, wurde dieser genauer betrachtet. Hierfür wurden Schwingfestigkeitsversuche bei definierten Steifigkeitsverlusten abgebrochen und die Proben auf Risse untersucht. Dies erfolgte über metallographischer Schlitze und durch sprödes Aufbrechen von Proben, die zuvor mittels flüssigen Stickstoffs ( $T \leq -196 \text{ }^\circ\text{C}$ ) abgekühlt wurden.

Ergänzend wurden von allen Probenvarianten 3D-FE-Volumenmodelle erstellt. Bei anfänglichen Parameterstudien zeigte sich kein großer Einfluss der Kerbform am Schweißpunkt bzw. an der Schweißnaht auf das globale Verhalten der Probe. Daher und auf Grund gemessener Spaltmaße wurde bei den punktgeschweißten Proben eine U-Kerbe mit dem in der Berech-

nungspraxis gängigen Ersatzradius von  $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$  gewählt. Bei den nahtgeschweißten Proben wurde das Spaltmaß entsprechend den erstellten metallographischen Schliffen gewählt. Ebenso wurden die weiteren Geometrien (Punktdurchmesser, Schweißnahtbreite) metallographischen Schliffen entnommen, Abbildung 4-13.

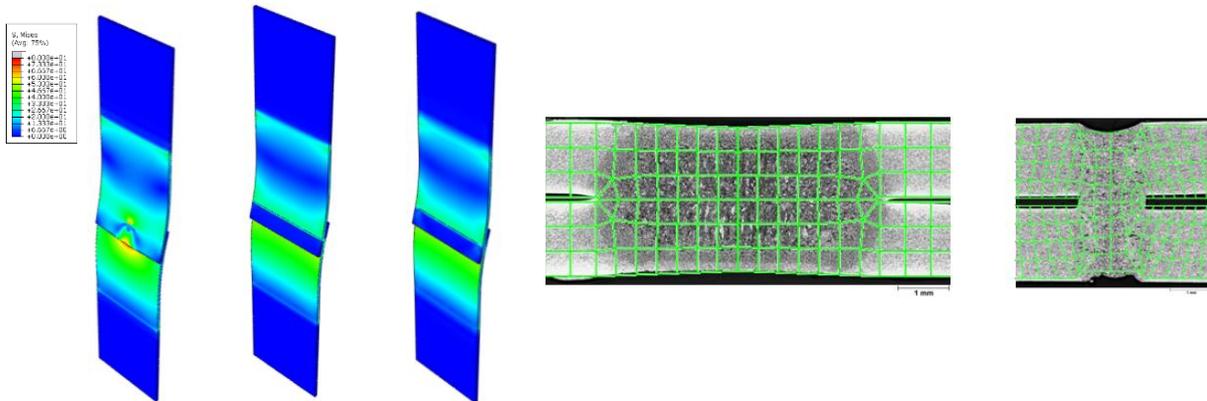


Abbildung 4-13: FE-Modelle und Abbildung der Schweißnahtgeometrien

Es wurde mit homogenen Werkstoffeigenschaften gerechnet. Dabei wurde ein rein elastisches Werkstoffgesetz mit einem Elastizitätsmodul  $E = 210\,000 \text{ MPa}$  und einer Querkontraktionszahl  $\nu = 0,3$  zu Grunde gelegt.

Es wurden im Falle der Flach- und H-Scherzugproben voll integrierte, 20-knotige Hexaelemente mit quadratischem Verformungsansatz verwendet. Die Einspannung der Flachproben, die in Realität durch parallelogrammgeführte Federbleche realisiert ist, wurde im Modell durch eine Federsteifigkeit in Normalenrichtung zur Blechoberfläche nachgebildet. Alle neun FE-Modelle wurden mittels durchgeführter quasi-statischer Dehnungsmessungen anhand von DMS-bestückten Proben verifiziert. Hierbei konnten jeweils zufrieden stellende Genauigkeiten erreicht werden, siehe Anhang.

Auf Basis von metallographischen Untersuchungen und visuellen Betrachtungen der Rissform in der Fügeebene wurden in den FE-Modellen der punktgeschweißten Flach- und H-Scherzugproben entsprechende „Risse“ implementiert, Abbildung 4-15. Als Schädigungsgröße wird die addierte Tiefe aller auftretenden Risse herangezogen. Die modellierte Rissgeometrie entspricht einer Ellipse mit dem konstant gehaltenem Achsenverhältnis  $a : b = 1 : 4$ , Abbildung 4-14.

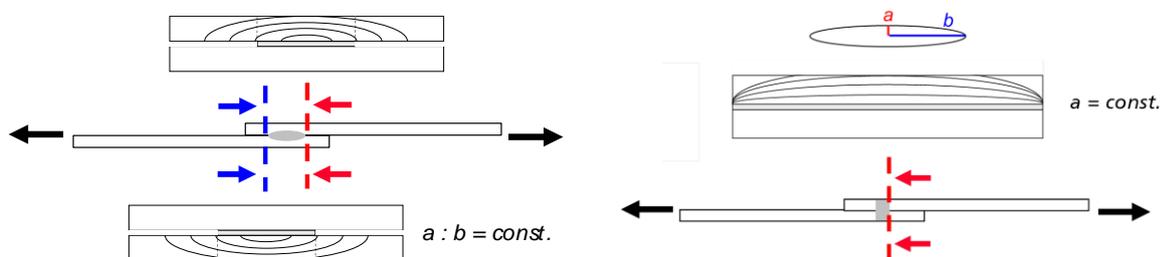


Abbildung 4-14: Modellierter Rissgeometrien an punkt- und laserstrahlgeschweißten Flachproben

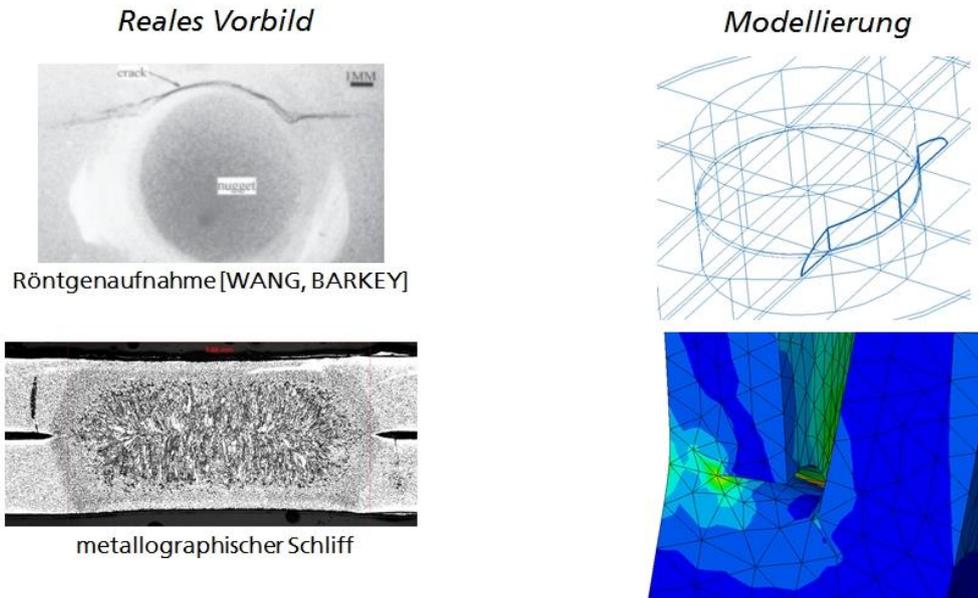


Abbildung 4-15: Schädigungsmodellierung an Schweißpunkten

Im Falle der punktgeschweißten Flachproben ergeben sich rechnerisch zwei Grenzen für den Steifigkeitsverlust bezogen auf die Risstiefe. Ein Grenzfall stellt eine lediglich auf einer Seite des Schweißpunkts geschädigte Probe dar. Den zweiten Grenzfall des Steifigkeitsverlusts stellt der Fall dar, dass sich auf beiden Seiten des Schweißpunkts je die Hälfte der addierten Risstiefe befindet. Auf diese Weise kann das Gebiet, in dem sich die gemessenen Werte befinden, gut eingegrenzt werden, Abbildung 4-16. Bei den laserstrahlgeschweißten Proben wurde ausgehend von den experimentell bestimmten Rissformen das FE-Modell entsprechend modifiziert. Dabei wurde im Fall der lasergeschweißten Flachproben stets eine halb-ellipsenförmige Rissfläche angenommen. Auch hier lässt sich eine gute Abschätzung des Steifigkeitsverlustes realisieren.

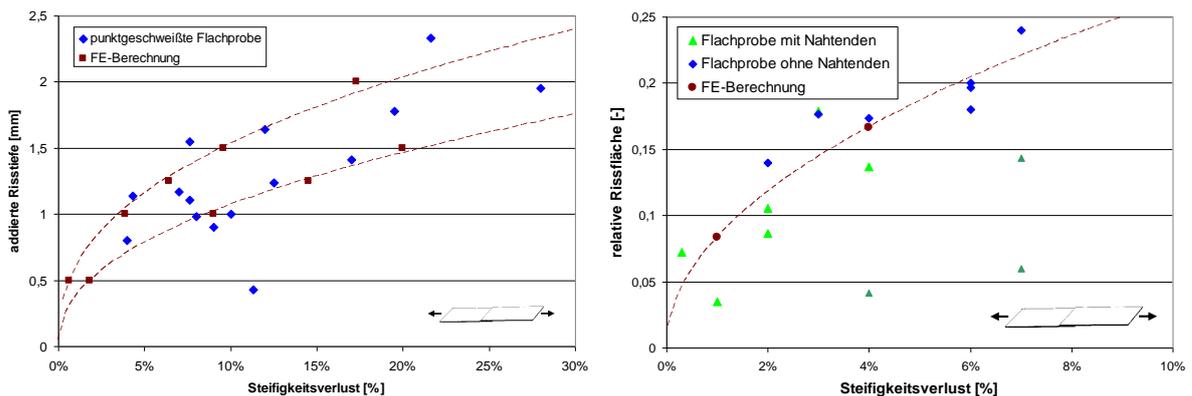


Abbildung 4-16: Zusammenhang Risstiefe-Steifigkeitsverlust punkt- und laserstrahlgeschweißte Flachprobe

Auch im Fall der punktgeschweißten H-Scherzugproben kann eine gute Übereinstimmung der rechnerischen mit den experimentellen Steifigkeitsverlusten erreicht werden, vorausgesetzt man orientiert sich mit der Risstiefenverteilung auf die einzelnen Schweißpunkte an der real gemessenen, Abbildung 4-17.

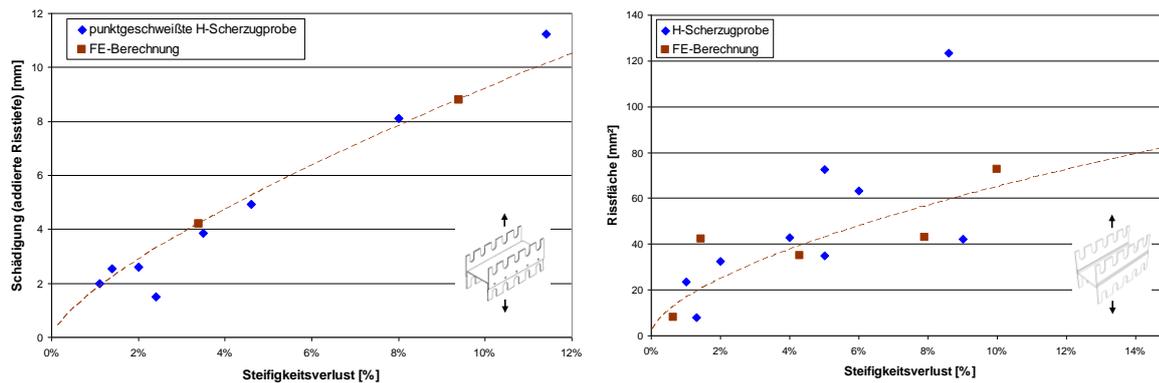


Abbildung 4-17: Zusammenhang Risttiefe-Steifigkeitsverlust punkt- und laserstrahlgeschweißte H-Scherzugprobe

Im Falle der laserstrahlgeschweißten H-Scherzugproben gestaltet sich die rechnerische Risssimplimentierung schwieriger. Dies liegt daran, dass hier die Risse zwar meist im U-Blech der Probe entstehen und wachsen, jedoch an unterschiedlichen Orten in Nahtlängsrichtung und in unterschiedlicher Anzahl, Reihenfolge und räumlicher Form. Um rechnerisch den einem Schädigungszustand entsprechenden Steifigkeitsverlust zu ermitteln, ist es notwendig, den realen Rissverlauf möglichst genau nachzubilden. Eine einfache Betrachtung z.B. des prozentual reduzierten tragenden Querschnitts ist nicht ausreichend. Darüber hinaus ist die Treffgenauigkeit der rechnerischen Steifigkeitsabbildung im Vergleich zu den übrigen betrachteten Probenformen geringer, da sich auf Grund des Probenverzugs beim Schweißen für diese Probenform bereits bei der Verifikation des FE-Modells Schwierigkeiten zeigten (siehe Anhang).

Allgemein kann die Aussage getroffen werden, dass mittels der FE-Berechnung der Steifigkeitsverlust einer schädigungsbehafteten Probe ausreichend genau abgebildet werden kann. Hierfür müssen allerdings, besonders bei komplexeren Proben- und Rissgeometrien, Rissort und -form bekannt sein und im FE-Modell entsprechend abgebildet werden.

Um Tendenzen erkennen zu können, wurden die oben beschriebenen Risssimplimentierungen und Steifigkeitsauswertungen für punkt- und nahtgeschweißte Flachproben auf unterschiedliche Blechdicken erweitert. Eine Übertragung auf andere, nicht untersuchte Probenformen wäre wenig sinnvoll, da es sich zeigte, dass besonders im Fall von Strukturproben oder bauteilähnlichen Proben der wahre Steifigkeitsverlust davon abhängt, wie genau in der Rechnung die Rissgeometrie mit der Realität übereinstimmt. Eine Übertragung der Rissgeometrien und eine solche Ermittlung des Steifigkeitsverlustes wären ohne zu Grunde liegende Versuchsergebnisse spekulativ und somit nicht zielführend.

Die Berechnungen an punktgeschweißten Flachproben wurden für die drei verschiedenen Blechdicken  $t = 0,8 \text{ mm}$ ,  $1,5 \text{ mm}$  und  $2 \text{ mm}$  durchgeführt. Der Schweißpunktdurchmesser wurde gemäß der Formel

$$d = 4 \cdot \sqrt{t} \quad 4-5$$

gewählt. Es wurden jeweils vier verschiedene Stufen des Rissfortschritts modelliert. Dabei wurden die Rissformen elliptisch und das Verhältnis der großen zur kleinen Halbachse als konstant ( $a : b = \text{const.}$ ) angenommen, Abbildung 4-18 rechts.

Wird der Steifigkeitsverlust in Bezug auf die absolute Risstiefe betrachtet, Abbildung 4-18, so zeigt sich wie zu erwarten, dass bei gleicher absoluter Risstiefe die Steifigkeit geringer abfällt, je dicker das Blech ist. Bezieht man die Risstiefe auf die Blechdicke kehrt sich das Bild bei dieser relativen Betrachtung um. Bei gleicher relativer Risstiefe fällt der Steifigkeitsverlust bei dickeren Blechen höher aus.

Allgemein kann man beobachten, dass die Steifigkeit zunächst bis zu einer Risstiefe von ca. 25 % der Blechdicke sehr gering und langsam abfällt. Dies zeigt, dass eine Steifigkeitsmessung zur Anrissdetektion möglichst genau und rauschfrei durchgeführt werden muss, um zuverlässige Ergebnisse zu erhalten. Außerdem können folgende Aussagen getroffen werden: bei gleichem Steifigkeitsabfall je dicker das Blech – desto tiefer der Riss (absolut betrachtet) bzw. bei gleichem Steifigkeitsabfall je dicker das Blech – desto geringer die relative Risstiefe. Entsprechendes gilt auch für die betrachteten I-Nähte.

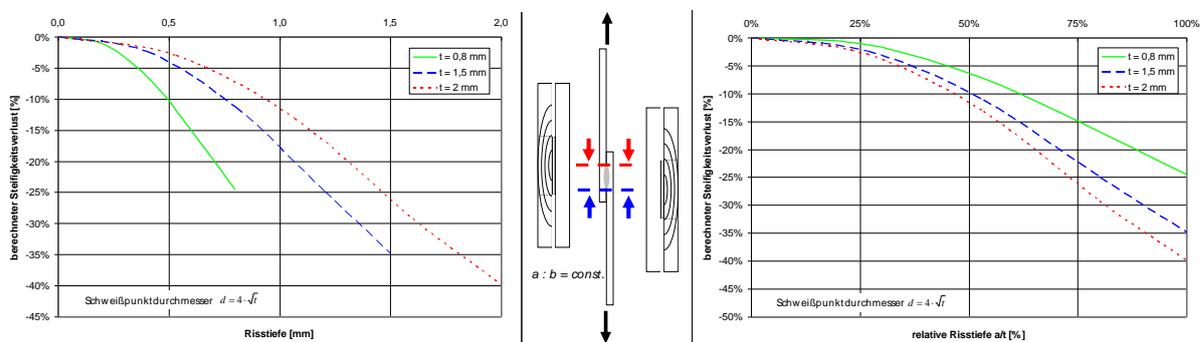


Abbildung 4-18: Steifigkeitsabfall an punktgeschweißter Flachprobe

### 4.2.3 Auswahl geeigneter Versagenskriterien und Messmethoden

In den Voruntersuchungen wurden verschiedene Versagenskriterien ausgewertet und entsprechende Wöhlerlinien ermittelt. Es konnte keinem Kriterium zugesprochen werden, für alle untersuchten Fügeverbindungen und Probenformen die gleiche relative Lebensdauer  $N_{rel} = N : N_B$  zu bezeichnen. In Abbildung 4-19 sind die ermittelten Werte der relativen Lebensdauer für die betrachteten Fügeverbindungen, die unterschiedlichen Probengeometrien und Belastungsarten zusammengefasst.

Am gleichmäßigsten sind die Werte der relativen Lebensdauer bei Anwendung des Kriteriums **40 % Steifigkeitsverlust**. Hierfür liegen die Werte bei  $80 \% \leq N_{40\%} \leq 100 \%$  der Bruchlebensdauer  $N_B$ . Eine Ausnahme stellen die punktgeschweißten Hutprofilproben unter Innendruckbelastung dar. Dabei ist zu beachten, dass es in diesem Fall zu keinem echten Bruch (Trennung) der Probe kommt. In den meisten übrigen Fällen ist das Kriterium 40 % Steifigkeitsverlust gleichbedeutend mit dem Bruch der Probe, so dass die Anwendbarkeit im Einzelfall zu prüfen ist. Dieses Kriterium bietet sich für Probengeometrien oder Bauteile, die keinen eindeutig definierten Bruch aufweisen, als Ersatzkriterium für „Bruch“ an. Allerdings muss nochmals darauf hingewiesen werden, dass dieses Kriterium weder einem vergleichbaren Schädigungszustand noch einer vergleichbaren Restlebensdauer entspricht.

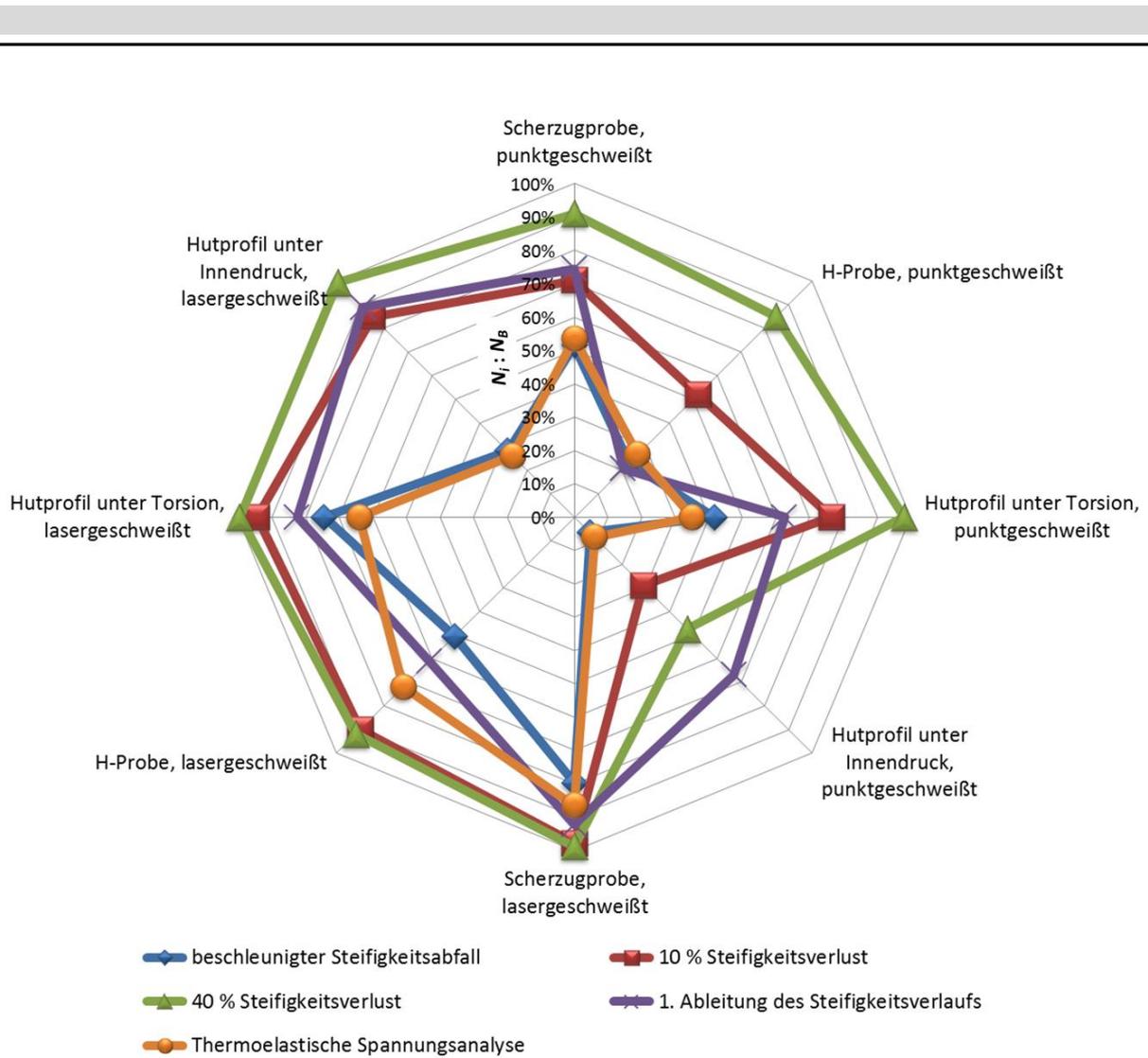


Abbildung 4-19: Relative Lebensdauern  $N_i : N_B$  in % nach unterschiedlichen Versagenskriterien

Keines der angewendeten Versagenskriterien entspricht durchgehend einem an der Oberfläche auftretenden Riss bestimmter Länge. Zum Teil treten die Risse gar nicht an die Oberfläche (z.B. lasergeschweißte Hutprofilproben). Darüber hinaus streuen die Schwingspielzahlen, bei denen der Riss an die Oberfläche tritt, sehr stark.

Tabelle 4-4: Korrelation Steifigkeitsverlust – Riss an der Oberfläche

	Widerstandspunktschweißen	Laserstrahlschweißen
einfach überlappte Scherzugprobe	$\Delta c \approx 18 \%$	$\Delta c \approx 16 - 29 \%^*$
H-Scherzugprobe	$\Delta c \approx 12 \%$	$\Delta c \approx 17 \%$
Hutprofilprobe unter Torsion	$\Delta c \approx 10 \%$	- <sup>†</sup>
Hutprofilprobe unter Innendruck	$\Delta c \approx 25 \%$	$\Delta c \approx 22 \%^{††}$

\* mit und ohne Nahtenden

<sup>†</sup> kein Riss an der Oberfläche

<sup>††</sup> teilweise kein Riss an der Oberfläche

---

Dennoch ist in Tabelle 4-4 der durchschnittliche Wert des entsprechenden Steifigkeitsverlusts zum Zeitpunkt mindestens eines **sichtbaren Oberflächenrisses** für die betrachteten Fügeverbindungen und Probenformen angegeben. Hierbei handelt es sich um relativ grobe Anhaltswerte, zu denen ein Riss definierter Länge nicht garantiert werden kann. Da im Falle der untersuchten Klebverbindungen der Riss durch die Klebschicht erfolgt, ist eine zu Schweißverbindungen vergleichbare Definition eines Oberflächenrisses nicht möglich bzw. nicht sinnvoll.

Das Kriterium „**Technischer Anriss**“ (Makroriss mit einer Risstiefe  $0,1 \text{ mm} \lesssim a \lesssim 0,5 \text{ mm}$ ) erscheint zur Bewertung der Schwingfestigkeitseigenschaften am besten geeignet zu sein. Die Kenntnis des Zeitpunktes des technischen Anrisses in Verbindungen sowie der Bruchschwingspielzahlen ermöglicht es, eine entsprechende Aufteilung der Gesamtlebensdauer vorzunehmen und für die jeweiligen Phasen das geeignete Verfahren zur Lebensdauerabschätzung anzuwenden und diese Verfahren gegebenenfalls zu kombinieren. Ergänzt um die Dokumentati-on des Versagensverhaltens ist mit diesem Datensatz eine Verbesserung der Treffgenauigkeit von Lebensdauerabschätzungen mit rechnerischen Methoden zu erwarten [FAT221].

Die Methode zur Detektion des technischen Anrisses muss in Abhängigkeit von der Prüfaufgabe ausgewählt werden. Bei einfach überlappten Scherzugproben und H-Proben konnte die Anrissdetektion mit vergleichbarer Genauigkeit mit der Auswertung des beschleunigten Abfalls der Probensteifigkeit vorgenommen werden. Diese Methode ist einfach anzuwenden und es ist keine individuelle Instrumentierung der einzelnen Proben notwendig. Bei Hutprofilproben wird die Steifigkeitsänderung über die Drehwinkeländerung bzw. die Deckblechdurchbiegung definiert und eine Auswertung des beschleunigten Abfalls dieser Daten führt ebenfalls zu einer praktikablen Methode der Anrissdetektion bei dieser Mehrelementprobe mit inhomogener Beanspruchungsverteilung. Eine Anwendbarkeit bei nicht untersuchten Probenformen oder Bauteilen muss im Einzelfall geprüft werden. Beispielsweise im Fall komplexer, steifer Bauteile macht sich ein technischer Anriss kaum messbar in der globalen Steifigkeit bemerkbar. Die Betrachtung der Ableitung des Steifigkeitsverlaufs ist dagegen nicht ohne weiteres zielführend. Der einem technischen Anriss entsprechende Wert der ersten Ableitung ist unter anderem von der Probenform und dem Lasthorizont abhängig. Zudem erschwert das oftmals vorhandene und nicht ohne größeren Aufwand vermeidbare Rauschen eine eindeutige Identifikation.

Weitere Verfahren sind prinzipiell zur Anrissdetektion geeignet, wurden aus verschiedenen Gründen jedoch nicht bei größeren Versuchszahlen angewendet. Die Dehnungsmessung mittels Messstreifen ist bei bekanntem Versagensort ein höchst sensibles Verfahren. Der Hauptnachteil liegt im hohen Aufwand der Probenvorbereitung, insbesondere bei linien- und flächenförmigen Verbindungen mit großen Nahtlängen.

Große Vorteile der thermoelastischen Spannungsanalyse (TSA) stellen die Lokalisierbarkeit der Schädigung und die anschauliche Verfolgbarkeit des Rissfortschritts dar. Dies ist allerdings verbunden mit hohen Anschaffungskosten für ein geeignetes Thermographie-System und der Anforderung der optischen Fokussierbarkeit an den interessierenden Bereich der Probe. Das System weist eine ähnliche Sensitivität auf wie die Auswertung des beschleunigten Steifigkeitsabfalls. Bei den untersuchten Proben war dies lediglich bei den H-Proben nicht der Fall. Dies liegt darin begründet, dass bei dieser Probenform lediglich die Hälfte der beanspruchten Schweißnaht überwacht werden kann. Daher werden Anrisse, die auf der unbeobachteten Seite initiieren, nicht detektiert.

---

Die Erkenntnisse aus den Voruntersuchungen wurden sowohl bei der in Kapitel 5 beschriebenen Probenneuentwicklung als auch bei den entsprechenden Schwingfestigkeitsanalysen struktureller Klebverbindungen berücksichtigt. Die erzielten Erkenntnisse bzgl. Versagenskriterien und Anrissdetektion mit Klebverbindungen sind in Kapitel 6.4 ergänzend zusammengefasst.

Aus den zuvor genannten Gründen werden bei den nachfolgend dargestellten Untersuchungen struktureller Klebverbindungen die Versagenskriterien „technischer Anriss“ und „Bruch“ zur Auswertung herangezogen. Zur Detektion des „technischen Anrisses“ erfolgen Analysen der zyklischen Steifigkeit, lokale Dehnungsmessungen mittels Dehnungsmessstreifen und/oder thermoelastische Spannungsanalysen. Sollte das Kriterium „Bruch“ nicht eindeutig definierbar sein, so kann alternativ ein Steifigkeitsabfall in Höhe von  $\Delta c = 40 \%$  herangezogen werden.

## 5 ENTWICKLUNG EINER NEUARTIGEN PROBENFORM ZUR SCHWINGFESTIGKEITSANALYSE STRUKTURELLER KLEBVERBINDUNGEN

### 5.1 Anforderungen und Randbedingungen

Um die Schwingfestigkeitseigenschaften struktureller Klebverbindungen möglichst praxisnah und dennoch im Labormaßstab untersuchen zu können, wurde eine neuartige, speziell auf die Bedürfnisse von strukturellen Klebverbindungen ausgerichtete Probenform entworfen (Patentanmeldung WO2009/065378). Dabei wurden die Erkenntnisse aus den Voruntersuchungen (Kapitel 4) berücksichtigt.

Folgende Mindestanforderungen mussten erfüllt werden:

- kombinierte Beanspruchung in der Klebschicht (Scher- und Schälzugbeanspruchung),
- ungleichförmige Beanspruchung in Längsrichtung der Klebnaht,
- Realisierbarkeit einer durchgängigen Klebschicht ohne Nahtanfang und -ende,
- Fügepartner als elastische Blechstrukturen,
- Möglichkeit der Kraftumlagerung bei Rissinitiierung und -fortschritt (Stützwirkung),
- Möglichkeit zur versuchsbegleitenden Anrissdetektion,
- begrenzte Abmaße ( $l_{max} = 400 \text{ mm}$ ), um Handhabbarkeit im Labormaßstab sicherzustellen und
- Möglichkeit einer reproduzierbaren und anwendungsorientierten Fertigung.

### 5.2 Entwicklung der Probengeometrie

Um die oben stehenden Anforderungen zu erfüllen, wurde als Basis eine Napf- oder Tellerförmige Grundform mit einem ebenen Blech als Fügepartner ausgewählt, Abbildung 5-1. Die Teller-Form bietet den Vorteil eines realitätsnahen Klebflansches. Durch die Wahl eines ebenen Blechs als zweiten Fügepartner wird der Fertigungsaufwand begrenzt. Darüber hinaus bietet dies die Möglichkeit, Werkstoffe zu verwenden, die nicht oder nur schwer umformbar sind. So können ohne großen Aufwand beispielsweise höchstfeste Stähle oder CFK-Platten Verwendung finden.

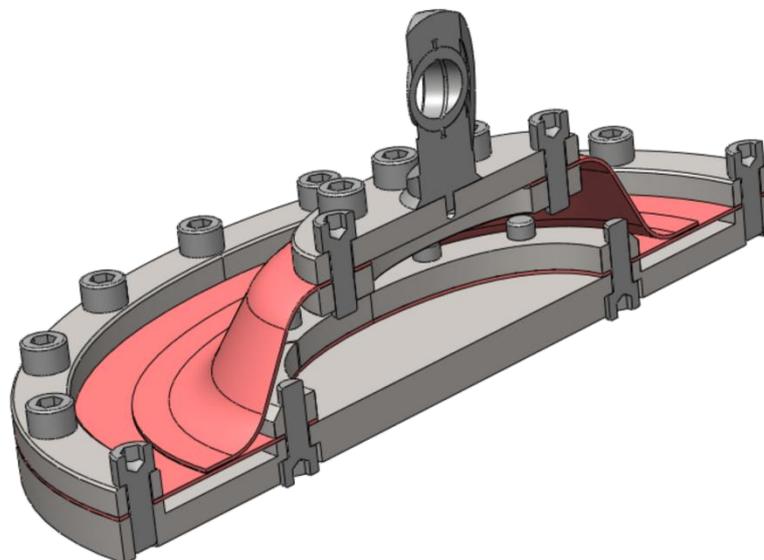


Abbildung 5-1: CAD-Modell der bauteilähnlichen Probe (mit Einspannung) im Schnitt

Um eine möglichst ungleichförmige Beanspruchung in Klebnahtlängsrichtung zu erreichen, wurde eine ovalförmige Struktur gewählt. Zur Erfüllung dieser Anforderung trägt außerdem die Belastungsrichtung in einem zur Grundfläche geneigten Winkel bei. Die Definition des Winkels wurde von zwei weiteren Randbedingungen beeinflusst: Zum einen sollte eine kombinierte Beanspruchung in der Klebschicht erreicht werden (Scher- und Schälzug). Zum anderen musste gewährleistet werden, dass ein Versagen in der Klebschicht und nicht in den Fügepartnern oder im Bereich der Einspannung auftritt.

Eine weitere, nicht außer Acht zu lassende Randbedingung, ist die Gewährleistung der Prüfbarkeit. D.h. es muss eine entsprechende Zugänglichkeit, Einspannung und Anrissdetektion realisierbar sein. Da sich in den Untersuchungen aus Kapitel 4 neben der Steifigkeitsanalyse die thermoelastische Spannungsanalyse als zielführend erwiesen hatte, wurde auf eine optische Zugänglichkeit mindestens eines Fügepartners geachtet. D.h. auf mindestens ein Blech muss im Bereich der Verklebung freie Sicht gewährleistet sein.

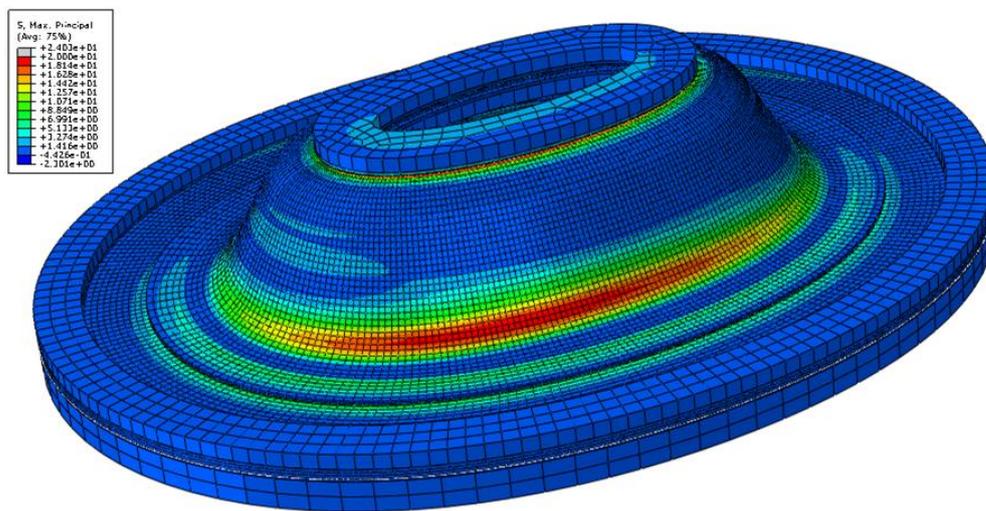


Abbildung 5-2: FE-Modell der bauteilähnlichen Probe

Vor diesem Hintergrund wurde für die Definition der endgültigen Geometrie neben einem CAD-Modell ein Finite-Elemente-Modell der Probengrundform erstellt, Abbildung 5-2. Die erzielte inhomogene Beanspruchung der Klebschicht ist in Abbildung 5-3 anhand der Hauptspannungsrichtungen illustriert.

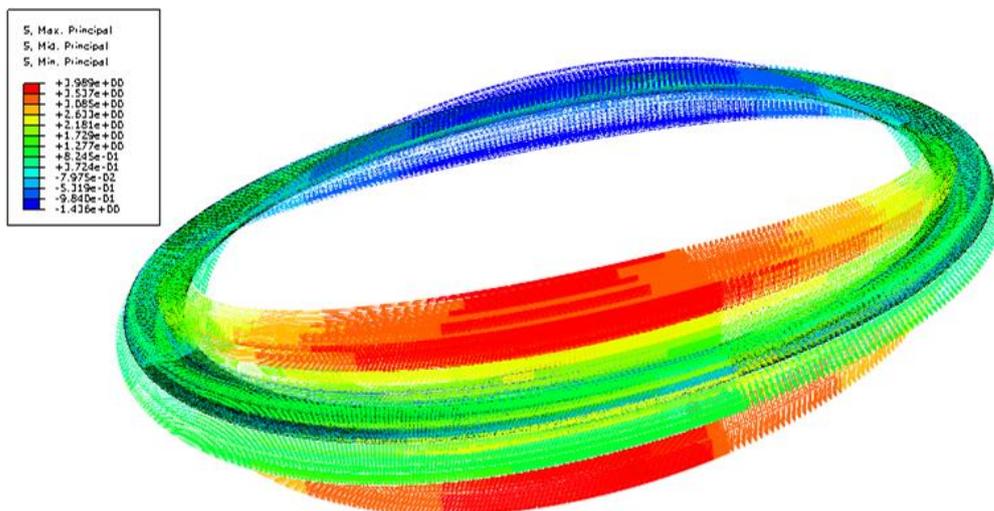


Abbildung 5-3: Hauptspannungsverteilung in der Klebschicht

Anhand des erstellten FE-Modells wurden Parameterstudien durchgeführt, um bei den gegebenen Randbedingungen das Verhältnis von maximaler Beanspruchung im Blechwerkstoff zur maximalen Beanspruchung in der Klebschicht zu minimieren und somit ein Versagen in der Klebschicht zu gewährleisten. Dies wurde mit rechnerischen Lebensdaueranalysen des Blechwerkstoffs und Lebensdauerabschätzungen der Klebschicht auf Basis von Untersuchungen an Detailproben abgesichert. Auf diesem Wege wurden u.a. der Anstiegswinkel der Seitenwand, die Tiefe des Tellers und die Übergangsradien bestimmt. Abbildung 5-4 zeigt die endgültige Geometrie und den Aufbau der bauteilähnlichen „Teller-Probe“ (Patentanmeldung WO2009/065378).

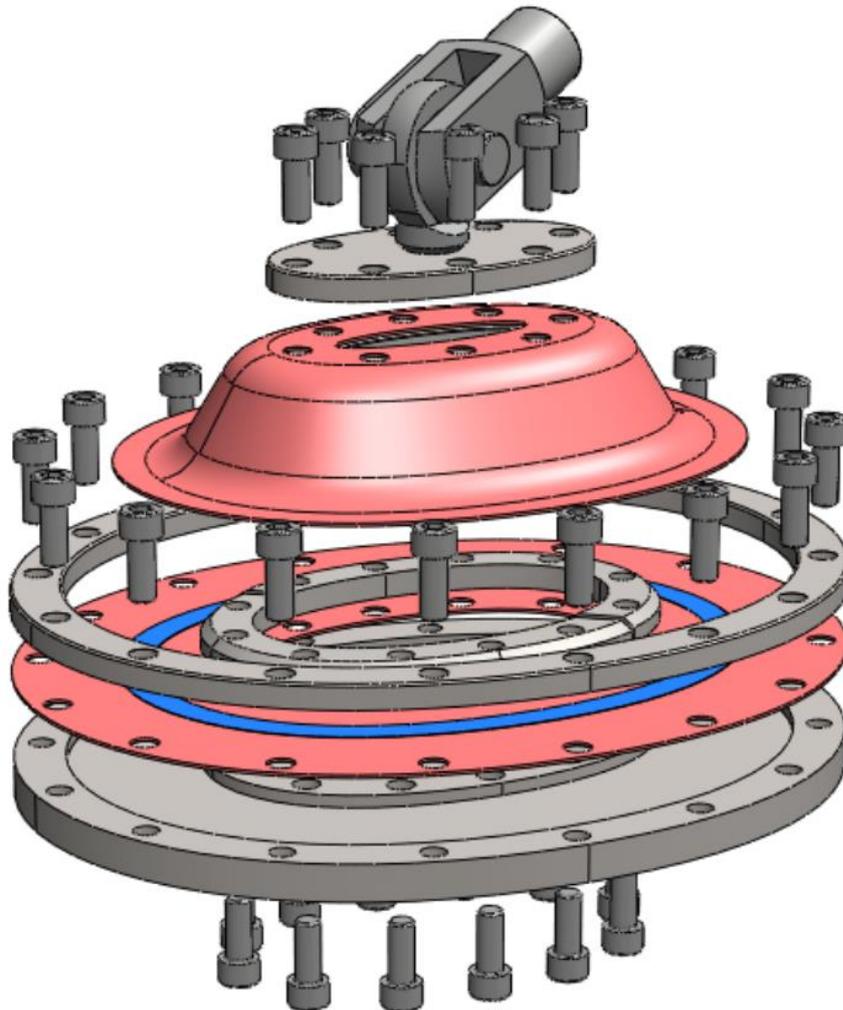


Abbildung 5-4: Aufbau der bauteilähnlichen Probe (rot: Fügeteile, blau: Klebstoff) mit Einspannung (grau)

### 5.3 Realisierte bauteilähnliche „Teller-Probe“

Die Fertigung des Tellers erfolgt realitätsnah durch einen Tiefziehprozess. Die endgültige Form und zur Einspannung notwendige Aussparungen werden mittels 3D-Laser zugeschnitten. Als Werkstoff wurde für die durchgeführten Untersuchungen ein kaltgewalzter Dualphasenstahl der Sorte DP-K<sup>®</sup> 34/60 mit einer Blechdicke von  $t = 1,35 \text{ mm}$  verwendet, Tabelle 5-1. Der Beschnitt des zweiten Fügepartners in Form eines ebenen, ovalen Blechs wurde in diesem Fall durch Laserzuschneidung realisiert. Als Werkstoff für die folgenden Untersuchungen

kam ein warmgewalzter Dualphasenstahl der Sorte DP-W<sup>®</sup> 600 mit einer Blechdicke von  $t = 2,0 \text{ mm}$  zum Einsatz.

Tabelle 5-1: Werkstoffeigenschaften der Blechfügeteile [TKS13]

Stahlsorte	Streckgrenze $R_e$ [MPa]	Zugfestigkeit $R_m$ [MPa]	Bruchdehnung $A_{80}$ [%] min	Verfestigungs- exponent $n_{10-UE\%}$	BH <sub>2</sub> [MPa]
DP-W <sup>®</sup> 600 (HDT580X)	330 – 460	580 – 680	19	0,13	≥ 30
DP-K <sup>®</sup> 34/60 (HCT600X)	340 – 410	600 – 700	20	≥ 0,14	≥ 40

Als Klebstoff wurde der einkomponentige, heiß-härtende, zähmodifizierte Epoxidharz-Klebstoff Dow<sup>®</sup> Betamate<sup>™</sup> 1496 V verwendet, Tabelle 5-2.

Tabelle 5-2: Werkstoffeigenschaften des Klebstoffs [BM1496]

Klebstoff	Basis	Härte- bedingung	E-Modul (EN ISO 527-1) E [MPa]	Zugfestigkeit (EN ISO 527-1) $R_m$ [MPa]	Bruchdehnung (EN ISO 527-1) A [%]
BETAMATE <sup>™</sup> 1496 V	Epoxidharz	155 °C / 60 min oder 170 °C / 30 min	1600	32	15

Das Kleben der Fügeteile erfolgt mittels einer speziellen Klebvorrichtung, die eine reproduzierbare Zentrierung des Tellers auf dem Deckblech ermöglicht, Abbildung 5-5. Der innere Rand der Klebfuge wird mittels eines Spatels glatt gezogen. Der äußere Rand bleibt unbearbeitet, da die Anrissbildung auf der Innenseite der Klebfuge startet. Die realisierte Klebschichtbreite beträgt so  $w_A = 16 \text{ mm}$ . Die Klebschichtdicke kann mittels Einlegen von Glaskugeln oder Kupferdrähten in die Klebschicht sichergestellt werden.

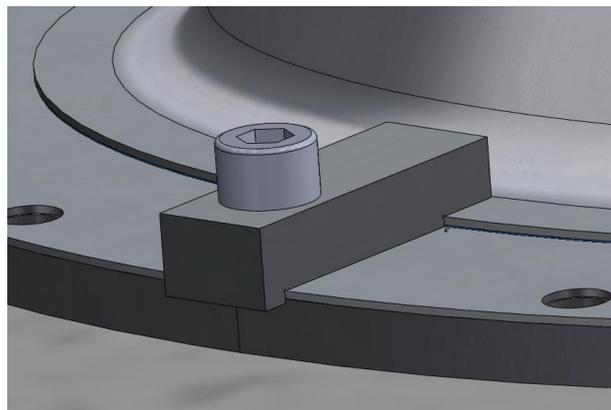


Abbildung 5-5: Klebvorrichtung für bauteilähnliche Probe

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen wurden für eine Klebschichtdicke  $t_A = 0,3 \text{ mm}$  Glaskugeln mit Durchmesser  $d = 0,3 \text{ mm}$  verwendet. Die realisierte Klebschichtdicke wurde stichprobenartig anhand von metallographischen Untersuchungen überprüft (bei

zwei Proben wurde ein mittlerer Wert von  $t_A = 0,32 \text{ mm} \pm 0,03 \text{ mm}$  gemessen), Abbildung 5-6.

Die Oberflächenvorbehandlung setzte sich aus einer Reinigung mit n-Heptan und einer anschließenden gezielten Beölung mit  $3 \text{ g/m}^2$  Fuchs Anticorit PL 3802-39S („vom VDA freigegebenes bariumfreies Prelube – thixotropes Korrosionsschutzmittel mit guten Umformeigenschaften, erfüllt VDA 230-201“ [Fuc10]) zusammen. Um eine vollständige Durchhärtung zu gewährleisten erfolgte die Aushärtung 30 Minuten bei einer prozesstypischen und zulässigen Temperatur von  $T = 180 \text{ °C}$ , die  $\Delta T = 10 \text{ °C}$  über der Herstellerangabe aus Tabelle 5-2 liegt.

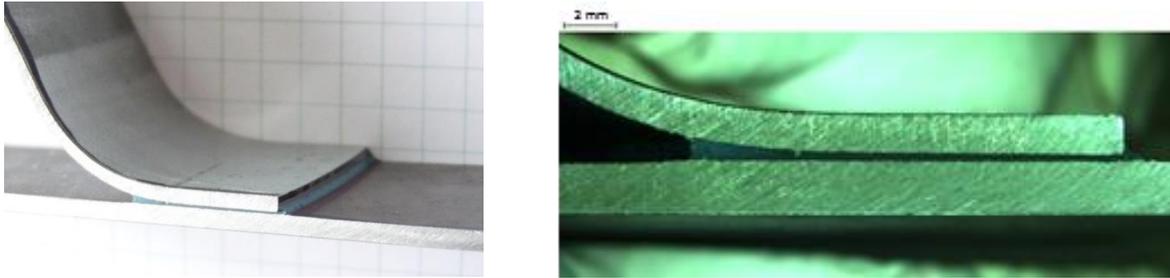


Abbildung 5-6: (Metallographische) Schiffe der bauteilähnlichen Probe

Die Einspannung besteht auf der Seite des ebenen Blechs aus einem äußeren und einem inneren Einspannungsring, während der Teller zentral eingespannt und über einen Gelenkkopf mit der Krafeinleitung verbunden wird (siehe Abbildung 5-7 rechts). Durch definierte Lochmuster und Zentrierenringe wird die spezifische Belastungsrichtung sichergestellt. Zwei Gelenkköpfe verhindern eine Verzwängung insbesondere während der Rissfortschrittsphase.



Abbildung 5-7: Realisierte bauteilähnliche Probe (links) und Einspannung (rechts)

## 6 EXPERIMENTELLE SCHWINGFESTIGKEITSANALYSE

Zur Untersuchung des Verhaltens struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden wurden Detailproben mit Scher- und Schälzugbelastung herangezogen. Um die Übertragbarkeit der Erkenntnisse auf Bauteile zu ermöglichen, wird zusätzlich die in Kapitel 5 beschriebene bauteilähnliche Probe betrachtet. Neben Belastungen mit variablen Amplituden werden Belastungen mit konstanten Amplituden aufgebracht, da diese Wöhlerversuche zur Bewertung der Gaßnersversuche und als Basis für die rechnerischen Analysen benötigt werden. Den Abschluss dieses Kapitels bilden Rissfortschrittsuntersuchungen mit sogenannten Reinforced Double Cantilever Beam (RDCB)-Proben zur Bestimmung der zyklischen Energiefreisetzungsrates.

### 6.1 Versuchsrandbedingungen

Für die Lebensdaueranalysen unter Belastung mit variablen Amplituden wurden zwei Detailproben ausgewählt. Zum einen wird eine dicke Scherzugprobe untersucht. Diese ermöglicht die Betrachtung der Klebstoff- bzw. der Fügeverbindungseigenschaften unter nahezu homogener Scherzugbeanspruchung. Daneben erfolgt die Betrachtung einer für Klebverbindungen ungünstigen Schälbelastung anhand einer Schälzugprobe, welche aus zwei Blechfügepartnern besteht.

#### 6.1.1 Probenformen, Werk- und Klebstoffe

Die Fügepartner für die **dicken Scherzugproben** wurden aus massivem Baustahl der Sorte S235JR gefertigt, Tabelle 6-1.

Tabelle 6-1: Fügepartner-Werkstoffeigenschaften der dicken Scherzugprobe [Sal06]

Stahlsorte	Streckgrenze $R_e$ [MPa]	Zugfestigkeit $R_m$ [MPa]	Bruchdehnung $A_{80}$ [%] min	Kerbschlagarbeit bei $T = 20 \text{ °C}$ [J]
S235JR (1.0038)	$\geq 235$	360 – 510	$\geq 24$	$\geq 27$

Die Geometrie entspricht der „dicken Zugscherprobe“ nach [Sch99], Abbildung 6-1 und Abbildung 6-2. Bei dem verwendeten Klebstoff handelt es sich um Dow<sup>®</sup> Betamate<sup>™</sup> 1496 V, Tabelle 5-2.

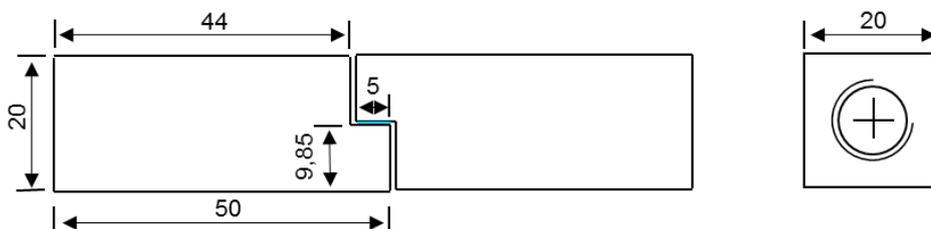


Abbildung 6-1: Probengeometrie dicke Scherzugprobe

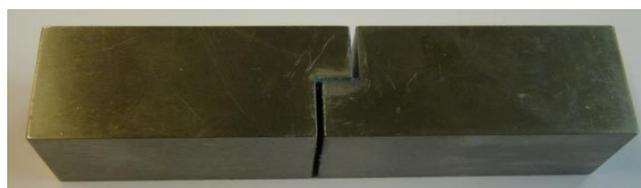


Abbildung 6-2: Dicke Scherzugprobe

Um möglichst praxisnahe Randbedingungen zu schaffen, erfolgte als Oberflächenbehandlung der Fügepartner bei den ersten Versuchen wie bei den Blechfügeteilen eine Reinigung mit n-Heptan und anschließend eine definierte Beölung mit  $3 \text{ g/m}^2$  Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39S [Fuc10]. Die Auftragung des Öls erfolgte mit Hilfe einer Mikroliterspritze (maximaler Hub  $V_{max} = 0,002 \text{ ml}$ ), Abbildung 6-3.



Abbildung 6-3: Verwendete  $\mu\text{l}$ -Spritze

Für die Verklebung wurde eine für die Probenform angefertigte Klebvorrichtung verwendet, welche zusammen mit den Fügeteilen vor dem Verkleben erwärmt wurde, um eine ausreichende Durchhärtung der Klebschicht zu gewährleisten, Abbildung 6-4. Der Abstand zwischen den Fügeteilen in Längsrichtung wurde durch entsprechende PTFE-Folien gewährleistet. Die Aushärtung erfolgte 30 Minuten bei einer Temperatur von  $T = 180 \text{ }^\circ\text{C}$ .



Abbildung 6-4: Verwendete Klebvorrichtung für dicke Scherzugproben

Mit derart gefügten Proben konnten erwartete mechanische Eigenschaften und quasi-statische Festigkeiten erreicht werden, Abbildung 6-5. Sie wurden auf einer Spindelhubmaschine mit einer konstanten Zuggeschwindigkeit von  $v = 0,04 \text{ mm/min}$  ermittelt.

Allerdings zeigte sich bei zyklischer Belastung ein relativ hoher Anteil an Adhäsivversagen. Um das gewünschte Kohäsivversagen zu erreichen, wurde daher bei den Untersuchungen mit dicken Scherzugproben, die in dieser Arbeit geschildert werden, von einer Beölung abgesehen. Es erfolgte stattdessen eine Plasmaaktivierung der Fügeflächen.

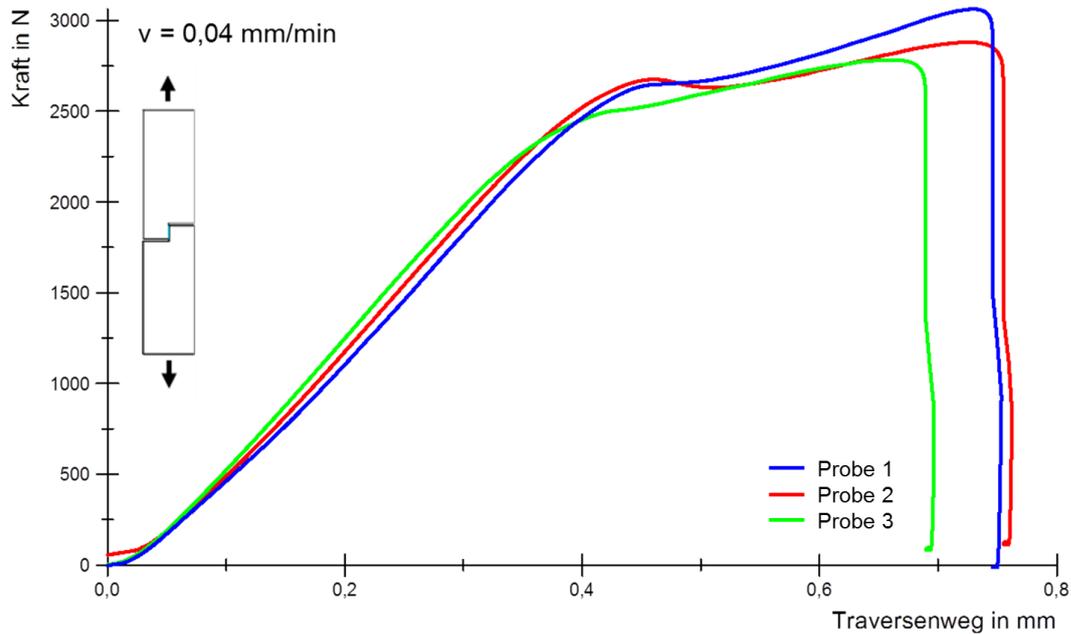


Abbildung 6-5: quasistatische Versuche mit dicken Scherzugproben

Die verwendete **Schälzugprobe** setzt sich aus zwei L-förmigen Blech-Fügeteilen zusammen, Abbildung 6-6. Es handelt sich dabei um den Stahl-Werkstoff DP-K<sup>®</sup>34/60+ZE75/75 mit der Blechdicke  $t = 1,35 \text{ mm}$  (Werkstoffeigenschaften siehe Tabelle 5-1). Als Klebstoff wurde ebenfalls Dow<sup>®</sup> Betamate<sup>™</sup> 1496 V verwendet. Die Geometrie ist an die LWF-KS2-Schälzugprobe angelehnt [Hah99, Xu02].

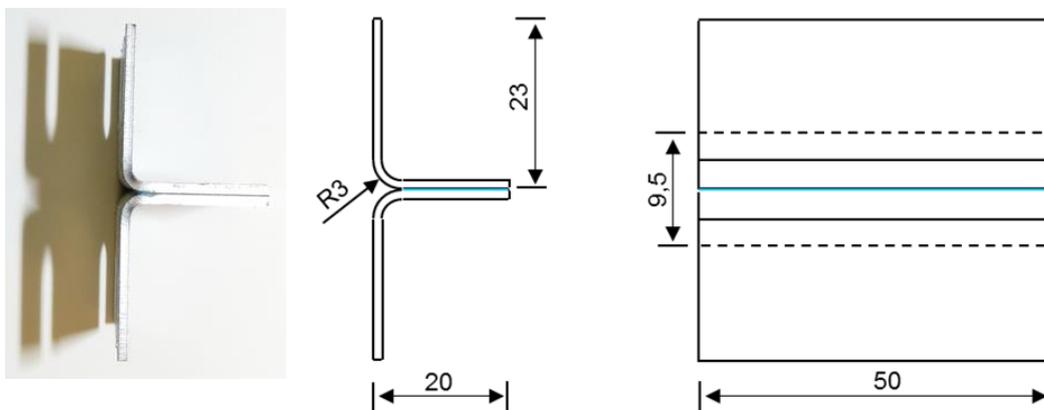


Abbildung 6-6: Schälzugprobe

Die Fügeflächen wurden mit n-Heptan gereinigt. Anschließend erfolgte eine gezielte Beölung mittels einer Mikroliter-Spritze (maximaler Hub  $V_{max} = 0,002 \text{ ml}$ , Abbildung 6-3) mit  $3 \text{ g/m}^2$  Fuchs Anticorit PL 3802-39S [Fuc10]. Zur korrekten Ausrichtung und zur Einstellung der Klebschichtdicke von  $t_A = 0,15 \text{ mm}$  wurde eine spezielle Klebvorrichtung verwendet, Abbildung 6-7. Die Einstellung der Klebschichtdicke wird dabei durch entsprechende Distanzscheiben gewährleistet. Die Klebfuge wurde mittels eines Spatels glatt gezogen. Um eine ausreichende und gleichmäßige Aushärtung des Klebstoffs zu gewährleisten wurden Fügeteile und Klebvorrichtung vor dem Klebstoffauftrag erwärmt. Die Aushärtung erfolgte 30 Minuten bei  $T = 180 \text{ °C}$ .

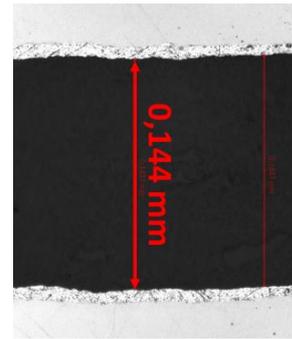
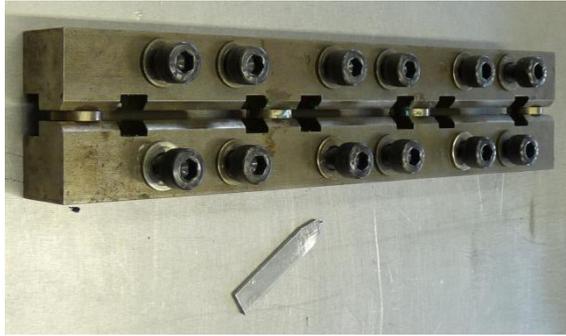


Abbildung 6-7: verwendete Klebvorrichtung für Schälzugproben (links) und beispielhafter metallographischer Schliff der Klebschicht (rechts)

Zur Kontrolle der Klebschicht und der erzielten Klebschichtdicke wurden metallographische Schliffe der Proben angefertigt und die Klebschichtdicke stichprobenartig vermessen, Abbildung 6-7. Ergänzend wurden stichprobenartig Messungen mittels einer Bügelmessschraube durchgeführt. Die durchschnittliche gemessene Klebschichtdicke liegt bei  $t_A = 0,153 \text{ mm}$  mit einer Standardabweichung von  $s = 0,015 \text{ mm}$  (9 Messungen).

Quasistatische Versuche mit einer Spindelhubmaschine bei einer Zuggeschwindigkeit von  $v = 0,04 \text{ mm/min}$  zeigen auch bei dieser Probenform ausreichende bzw. die zu erwartenden quasi-statischen Festigkeiten, Abbildung 6-8.

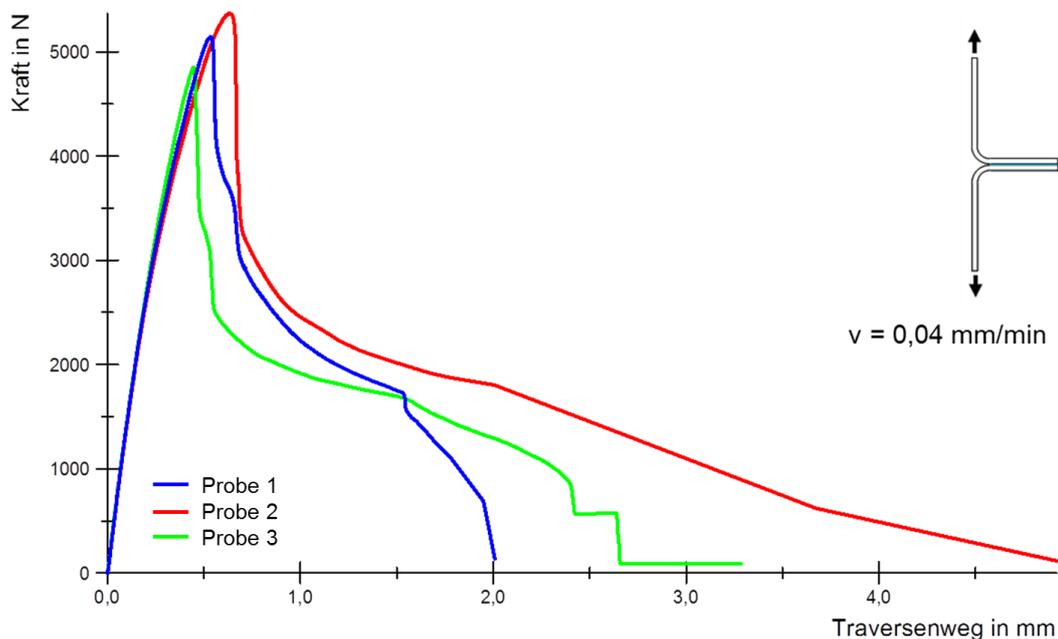


Abbildung 6-8: quasistatische Versuche mit Schälzugproben

Neben grundlegenden Untersuchungen an Detailproben ist zur Übertragung der Erkenntnisse auf reale Bauteile die Betrachtung von sogenannten **bauteilähnlichen Proben** notwendig. Hierfür wurde die in Kapitel 5 beschriebene neuentwickelte Probenform „Teller-Probe“ verwendet, Abbildung 6-9 (Patentanmeldung WO2009/065378).

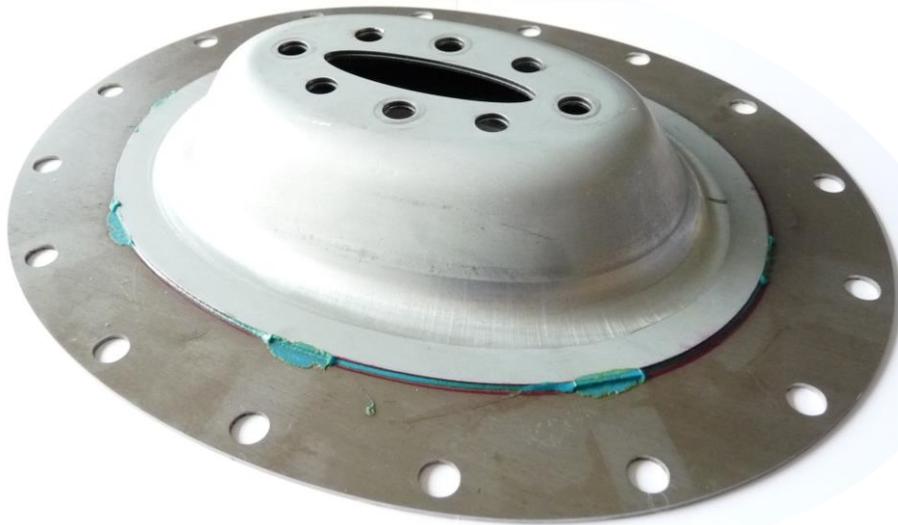


Abbildung 6-9: Bauteilähnliche „Teller-Prob“

### 6.1.2 Versuchsaufbauten und -durchführung

Für die Schwingfestigkeitsversuche wurde für beide Detailproben dieselbe Prüfmaschine verwendet, Abbildung 6-10. Es handelt sich dabei um eine servohydraulische Prüfmaschine der Firma MTS mit einer Kraftmessdose mit einem Messbereich von  $-5 \text{ kN} \leq F \leq 5 \text{ kN}$ .

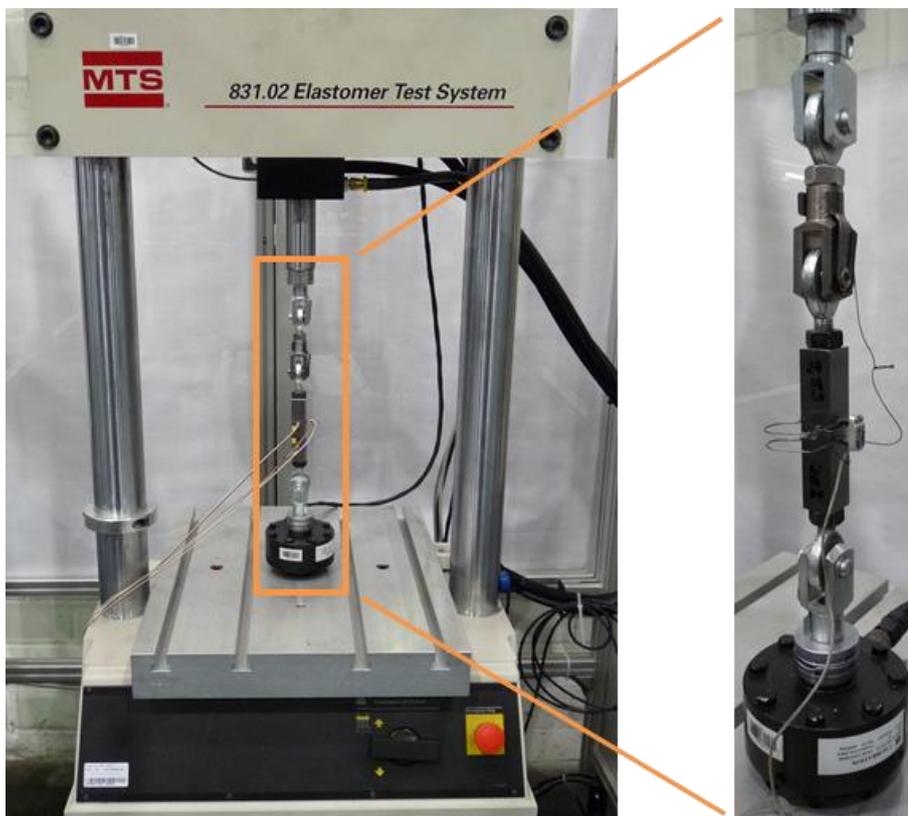


Abbildung 6-10: Prüfstand (links) und Einspannung (rechts) für dicke Scherzugprobe

Vor Beginn der Versuchsdurchführung wurde mittels eines mit Dehnungsmessstreifen applizierten „Probendummys“ die Funktion und Genauigkeit der Prüfmaschine und der Einspannung überprüft, Abbildung 6-10 links und Abbildung 6-11.

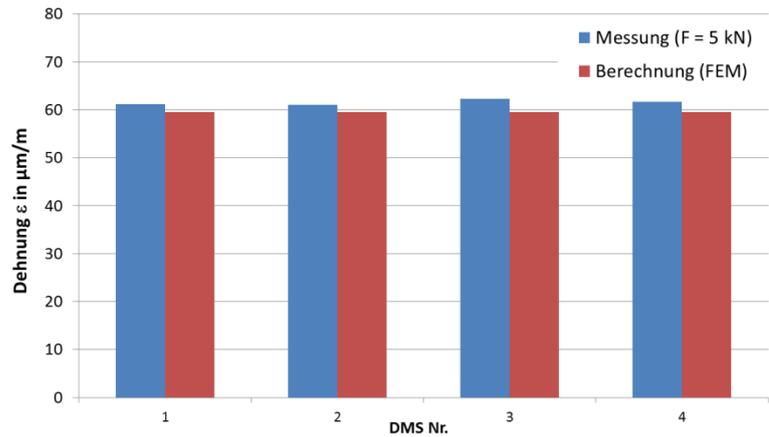
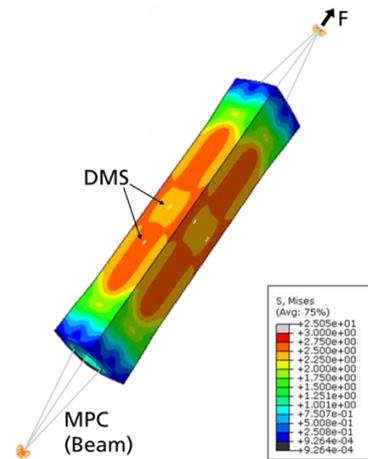


Abbildung 6-11: Dehnungsmessung mittels Probendummy und Abgleich mit FE-Modell

Alle Schwingfestigkeitsversuche erfolgten mit einer Prüffrequenz von  $f = 10 \text{ Hz}$ . Diese wurde entsprechend der Erkenntnisse aus dem abgeschlossenen FOSTA-Projekt P653 gewählt [P653]. Dies stimmt auch mit allgemeineren Empfehlungen aus der Literatur überein [Xu02].

Bei Versuchen mit konstanten Amplituden erfolgte eine Überwachung der erreichten Spitzenwerte des Kraftkanals. Bei Versuchen mit variablen Amplituden wurde zusätzlich eine versuchsbegleitende Zählung der Klassengrenzenüberschreitungen mit Soll-Ist-Vergleich durchgeführt, um eine ausreichende Genauigkeit zu gewährleisten. Anhand des im Prüfzylinder integrierten induktiven Wegsensors wurde bei allen Versuchen die zyklische Steifigkeit aufgezeichnet. Stichprobenartig wurden Versuche mit Hilfe einer Thermographiekamera überwacht, um auf unerwünschte Überhitzung zu kontrollieren.

Die Einspannung der dicken Scherzugproben besteht aus insgesamt drei Gelenkköpfen in Verbindung mit Gabelköpfen, um eine Verzwängung zu vermeiden, Abbildung 6-10 rechts. Jeweils ein Gelenkkopf wird dabei direkt mit den massiven Fügeteilen der Probe verschraubt. Zur Schädigungsüberwachung wurde die Verschiebung der dicken Scherzugproben mit einem Setzdehnungsaufnehmer, der über der Fügezone angebracht wurde, gemessen, Abbildung 6-12.



Abbildung 6-12: verwendeter Setzdehnungsaufnehmer (dicke Scherzugprobe)

Die Einspannung der Schälzugprobe erfolgt mittels mechanischer Schrauben-Klemmung, Abbildung 6-13. Die Fügeteile werden jeweils durch zwei Backen und zwei Schrauben geklemmt. Die reproduzierbare Positionierung der Probe erfolgt dabei mittels speziell angefer-

tigter Distanzscheiben. Die freie Länge zwischen den Einspannungen beträgt dabei  $l_f = 9,5 \text{ mm}$ . Eine versuchsbegleitende Schädigungsüberwachung erfolgte anhand der zyklischen Steifigkeit auf Basis des im Prüfzylinder integrierten induktiven Wegsensors. Zusätzlich wurde mittels lokaler Wegmessung mit Hilfe eines Laser-Triangulators die Genauigkeit überprüft und stichprobenartig mittels thermoelastischer Spannungsanalyse die Anrissbildung in der Klebfuge überwacht. Dabei erwies sich bei den untersuchten Proben und der verwendeten Prüfmaschine der Zylinderweg als zielführend.

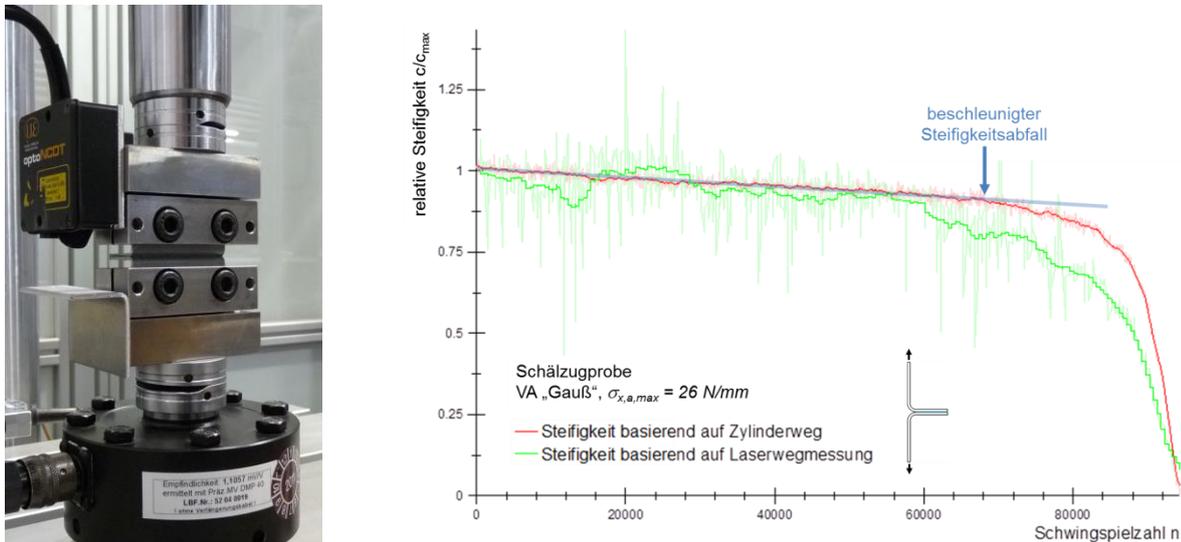


Abbildung 6-13: Einspannung und Anrissdetektion mittels Steifigkeitsmessung (Schälzugprobe)

Die Versuche mit der bauteilähnlichen „Teller-Probe“ wurden an einem servohydraulischen Prüfstand durchgeführt. Die Prüffrequenz liegt bei allen Schwingfestigkeitsprüfungen (CA und VA) ebenfalls bei  $f = 10 \text{ Hz}$ . Die Einspannung ist derart konzipiert, dass eine gezielte, in einem zum Deckblech der Probe geneigten Winkel wirkende Axialkraft aufgebracht wird. Der Winkel wurde vor dem Hintergrund einer kombinierten Beanspruchung in der Klebschicht, einer variierenden Beanspruchung in Klebnahtlängsrichtung und einem zur erreichenden Versagen in der Klebschicht (und nicht in den Fügepartnern) definiert.

Auf Seiten des ebenen Blechs besteht die Einspannung aus einem äußeren und einem inneren Ring. Der Teller ist zentral eingespannt. Mittels zweier Gelenkköpfe wird eine Verzwängung bei voranschreitender Schädigung oder auf Grund einer ungenauen Ausrichtung der Einspannung vermieden, Abbildung 6-14. Die Klebschicht reißt im Inneren der Probe an der höchstbeanspruchten Stelle an. Nach entsprechendem Rissfortschritt erfolgt der Restgewaltbruch, der zu einer weitgehenden, jedoch nicht zu einer vollständigen Trennung der Fügepartner führt. Es folgt stattdessen ein Umformen des Blechtellers. Die Versuche wurden daher durchgeführt, bis die Sollkraft nicht mehr übertragen werden konnte. Dieser Zeitpunkt entspricht dem in Kapitel 4 beschriebenen Versagenskriterium „Steifigkeitsverlust in Höhe von 40 %“ und definiert die ermittelte Bruchschwingspielzahl  $N_B$  für die bauteilähnliche Probe.

Auf Grund der optisch nicht zugänglichen Schädigungsinitiierung im Inneren der Probe ist eine einfache, optische Anrisserkennung nicht möglich. Mittels des induktiven Wegsensors des Prüfzylinders wurde stattdessen die zyklische Steifigkeit während des Versuchs gemessen und aufgezeichnet. Außerdem erfolgte eine Überwachung des Anrisszeitpunktes und des Rissfortschritts mittels thermoelastischer Spannungsanalyse (TSA), Abbildung 6-14.

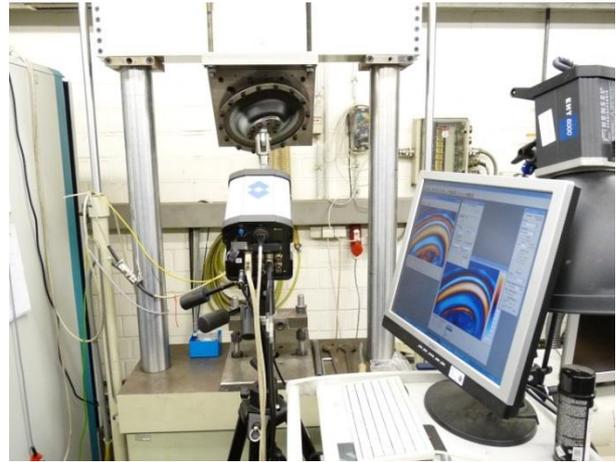


Abbildung 6-14: Einspannung der bauteilähnlichen Probe mit gebrochener Klebschicht (links) und Aufbau zur thermoelastischen Spannungsanalyse (rechts)

Hierbei wird von der Probenoberfläche auf Grund von elastischen Dehnungen emittierte Infrarotstrahlung mit Hilfe einer hochempfindlichen Thermographie-Kamera erfasst und mit der anliegenden Belastung korreliert, siehe auch Kapitel 4. Diese Methode liefert graphisch dargestellt die Summe der elastischen Dehnungen bzw. Spannungen an der Oberfläche der Probe. Sobald ein Riss in der Klebschicht initiiert, kommt es zu Änderungen der Oberflächenspannungen. Folglich kann auf Grund dieser Änderungen auf den Anrisszeitpunkt rückgeschlossen werden. Der weitere Rissverlauf und -fortschritt lässt sich mittels der TSA darüber hinaus sehr anschaulich nachverfolgen.

Dass die mittels TSA ermittelten Daten der Summe der Oberflächenspannungen entsprechen, verdeutlicht ein qualitativer Vergleich zwischen einer TSA-Messung und einer entsprechenden FE-Berechnung der bauteilähnlichen Probe, Abbildung 6-15.

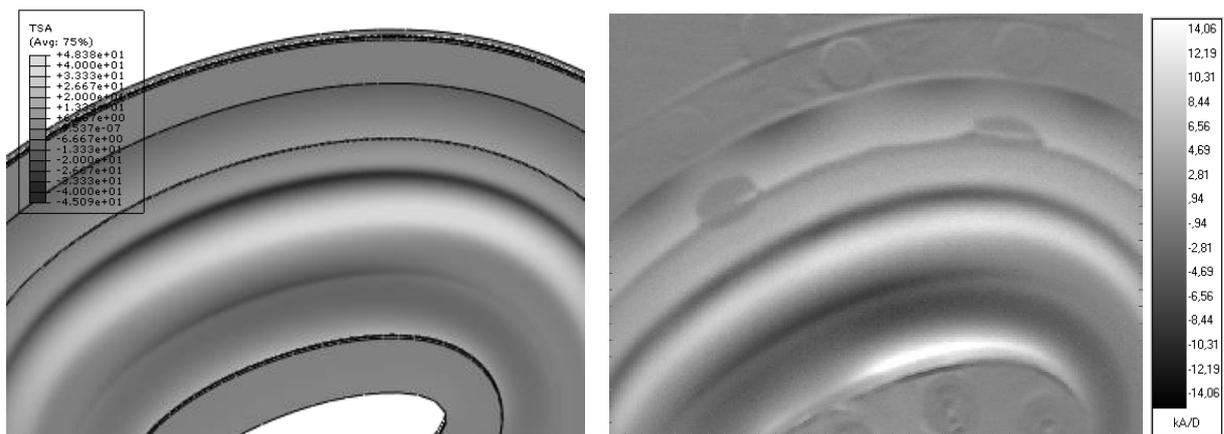


Abbildung 6-15: Qualitativer Vergleich zwischen FE-Berechnung (links) und TSA (rechts)

In Abbildung 6-16 lässt sich in der Bildfolge der Rissfortschritt anhand des sich verändernden Spannungsverlaufs erkennen.

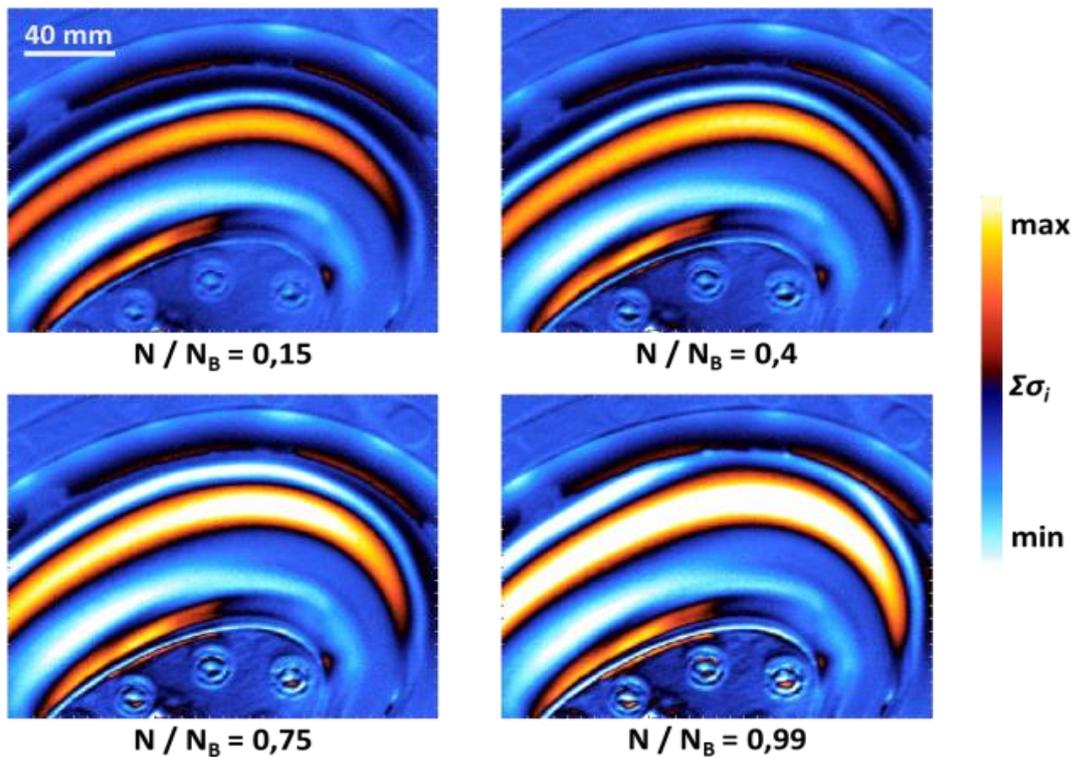


Abbildung 6-16: TSA-Ergebnisse zu unterschiedlichen Zeitpunkten während eines Schwingfestigkeitsversuchs mit einer bauteilähnlichen Probe

### 6.1.3 Ausgewählte Lastkollektive für Belastung mit variablen Amplituden

Um das Verhalten von Fügeverbindungen unter realitätsnahen Bedingungen zu erproben, erfolgt eine Untersuchung bei Belastungen mit variablen Amplituden. Allgemein sollte das wählende Belastungskollektiv dabei die real auftretenden Bedingungen möglichst genau widerspiegeln. Um vergleichbare Ergebnisse zu erhalten, wurden zum einen Kollektive mit nahezu Gauß-verteilter Häufigkeit der Klassengrenzenüberschreitungen gewählt, Abbildung 6-17 und Abbildung 6-18. Diese bieten den Vorteil, dass sie für unterschiedliche Teilfolgenumfänge reproduzierbar sind und eine typische Charakteristik von auftretenden Belastungen abbilden.

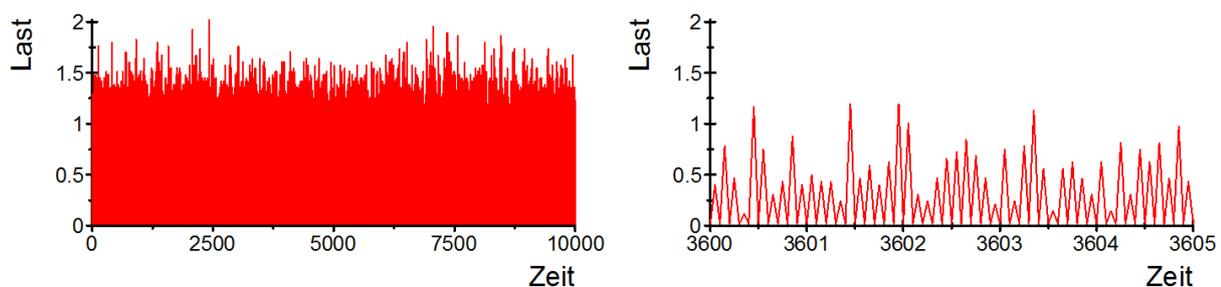
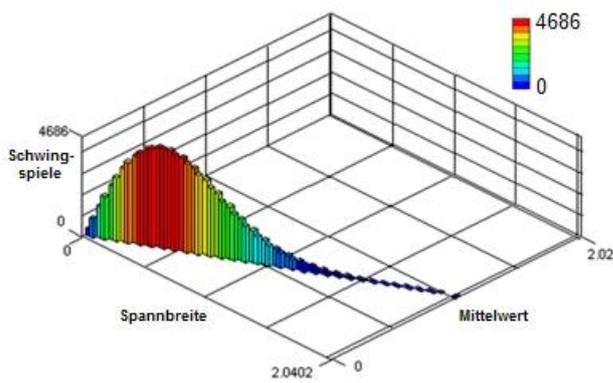


Abbildung 6-17: Last-Zeit-Reihe „Gauß“ (links: gesamt; rechts: Ausschnitt)



$$\bar{R} = 0,01$$

$$L_S = 1 \cdot 10^5$$

$$I = 0,99$$

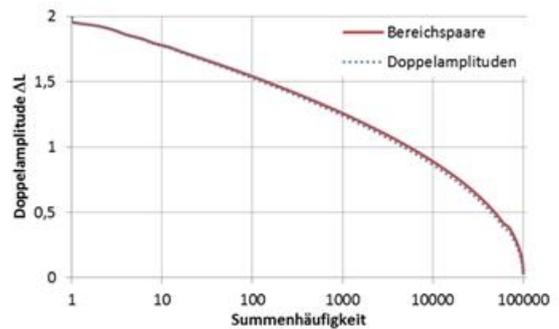
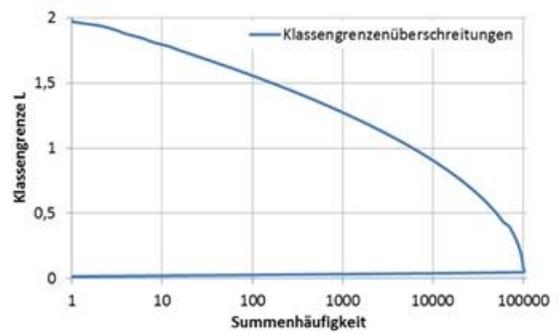


Abbildung 6-18: Rainflow-, Klassengrenzenüberschreitungs-, Bereichspaar- und Doppelamplituden-zählung des verwendeten Lastkollektivs „Gauß“

Neben solchen synthetischen „Gauß-Kollektiven“ wurde ein weiteres Belastungskollektiv gewählt. Hierbei fiel die Wahl auf das am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF gemessene und aufbereitete sogenannte CARLOS-Kollektiv [Sch90]. Hierbei handelt es sich um ein Kollektiv für Komponenten der Radaufhängung im Fahrzeugbau. Dieses Kollektiv besteht aus drei Kanälen. Für die in diesem Vorhaben durchgeführten Untersuchungen wurde die vertikale Belastungsrichtung gewählt. Um Druckbelastungen zu vermeiden, wurde dieses Kollektiv dahingehend modifiziert, dass ein Lastverhältnis  $\bar{R} = 0$  erzielt wird. Dieses Kollektiv wird im Folgenden als „CARLOS vertikal, modifiziert“ bezeichnet, Abbildung 6-19 und Abbildung 6-20. Während das „Gauß“-Kollektiv ein nahezu einheitliches Lastverhältnis von  $R = 0,01$  aufweist, variieren die Lastverhältnisse im Rahmen des CARLOS-Kollektivs.

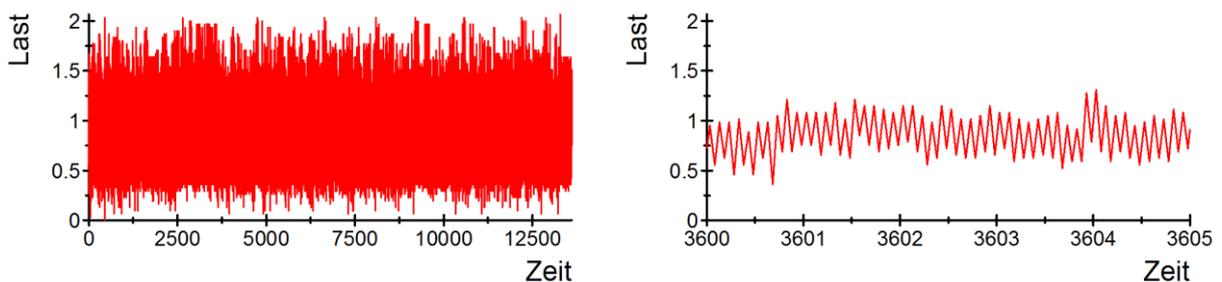


Abbildung 6-19: Last-Zeit-Reihe „CARLOS vertikal, modifiziert“ (links: gesamt; rechts: Ausschnitt)

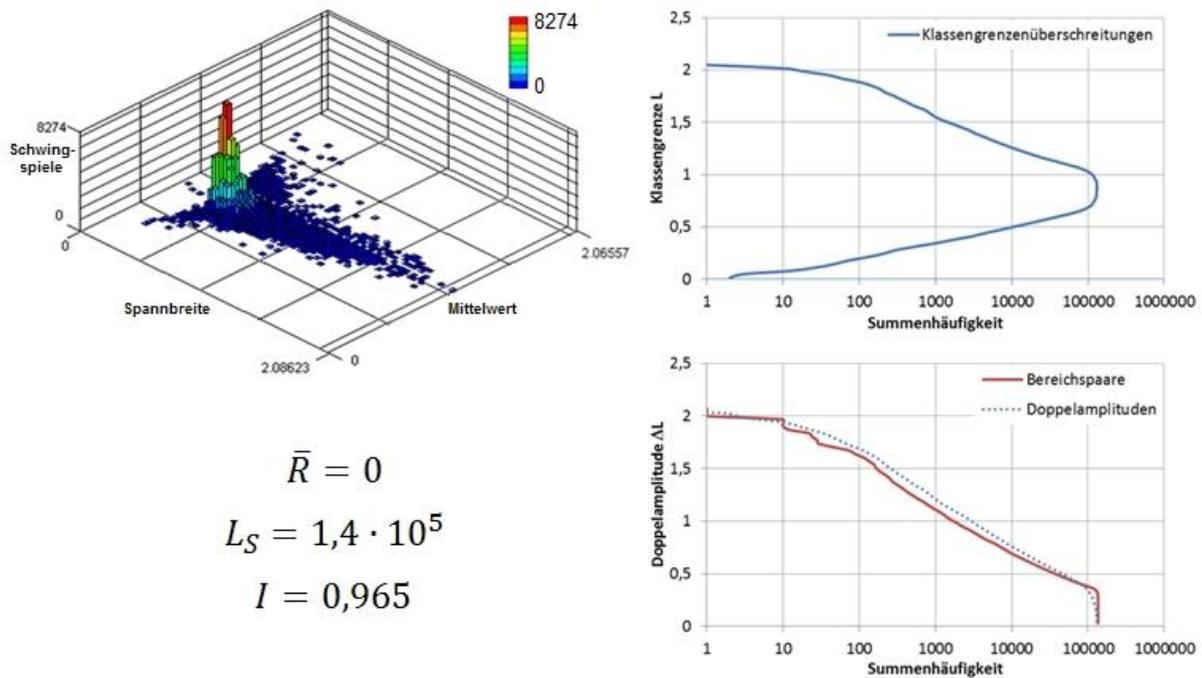


Abbildung 6-20: Rainflow-, Klassengrenzenüberschreitungs-, Bereichspaar- und Doppelamplitudenzählung des verwendeten Lastkollektivs „CARLOS vertikal, modifiziert“

## 6.2 Schwingfestigkeitsversuche mit ausgewählten Detailproben

### 6.2.1 Versuchsergebnisse unter Belastung mit konstanten Amplituden

Zur Ermittlung einer Grundlage für die Bewertung der Schwingfestigkeitsversuche unter Belastung mit variablen Amplituden müssen zunächst Erkenntnisse unter Belastung mit konstanten Amplituden vorliegen.

#### 6.2.1.1 Dicke Scherzugprobe

Die Schwingfestigkeitsversuche unter Belastung mit konstanten Amplituden mit dicken Scherzugproben erfolgten schwerpunktmäßig mit einem Lastverhältnis von  $R = 0,1$ . Strichprobenartig erfolgte zusätzlich die Betrachtung von  $R = 0,4$ . Dabei zeigt sich die erwartete niedrigere Festigkeit bei höherem Lastverhältnis. Die Bruchflächen weisen bei Reinigung mit n-Heptan und Beölung teilweise hohe Anteile adhäsiven Versagens, bei Plasmaaktivierung überwiegend kohäsives Versagen auf, Abbildung 6-21 bis Abbildung 6-23.



Abbildung 6-21: Beispielhafte Bruchbilder dicke Scherzugprobe – Oberflächenvorbehandlung Reinigung mit n-Heptan



Abbildung 6-22: Beispielhafte Bruchbilder dicke Scherzugprobe – Oberflächenvorbehandlung Reinigung mit n-Heptan mit anschließender gezielter Beölung mit 3 g/m² Fuchs Anticorit



Abbildung 6-23: Beispielhafte Bruchbilder dicke Scherzugprobe – Oberflächenvorbehandlung Plasma-Aktivierung

In Abbildung 6-24 sind die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche mit unterschiedlichen Oberflächenvorbehandlungen zusammengefasst. Es zeigt sich eine leicht höhere Festigkeit der ölfreien Proben gegenüber den Proben mit beöhlten Oberflächen. Die Proben mit plasmaaktivierter Oberflächen weisen erwartungsgemäß die höchsten Festigkeiten auf. Bei allen im Folgenden gezeigten Ergebnissen mit dicken Scherzugproben wurden plasmaaktivierte Oberflächen verklebt.

Die aufgetragenen Nennspannungen  $\tau$  sind für die dicken Scherzugproben definiert als Kraft  $F$  bezogen auf die Klebfläche  $A$  (die Klebfläche beträgt in diesem Fall  $A = 100 \text{ mm}^2$ ):

$$\tau = \frac{F}{A}$$

6-1

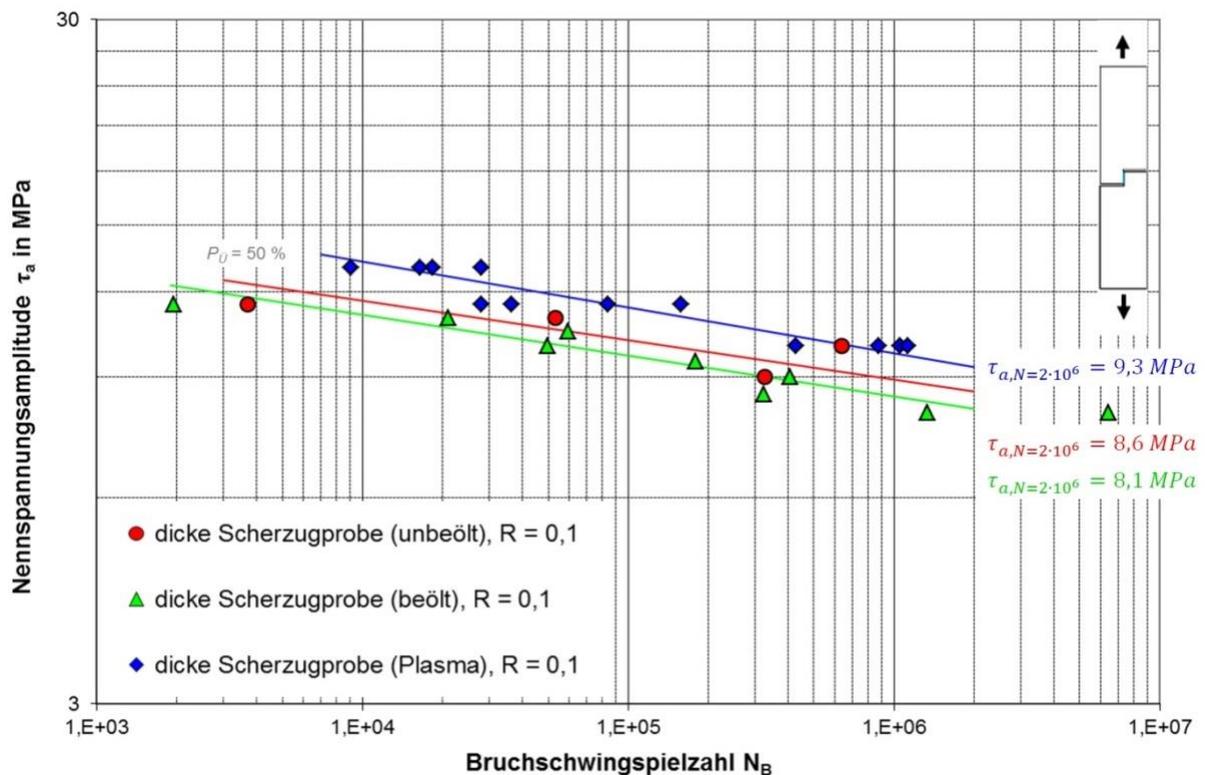


Abbildung 6-24: Versuchsergebnisse mit dicken Scherzugproben mit unterschiedlichen Oberflächen

Abbildung 6-25 zeigt die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche mit dicken Scherzugproben mit plasmaaktivierten Oberflächen mit den Lastverhältnissen  $R = 0,1$  und  $R = 0,4$ . Bei  $R = 0,1$  ergibt sich eine Wöhlerlinienneigung von  $k = 14,9$  und eine Streuung von  $T_\tau = 1 : 1,11$ .

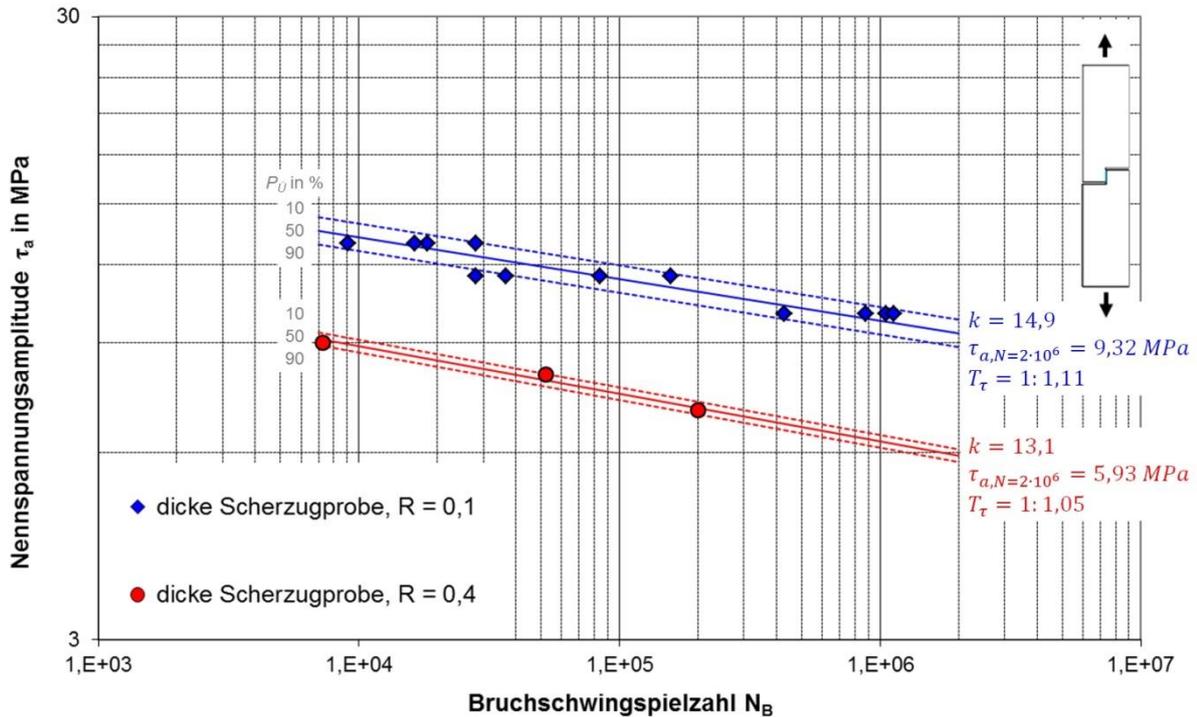


Abbildung 6-25: Versuchsergebnisse mit dicker Scherzugproben unter Belastung mit konstanten Amplituden

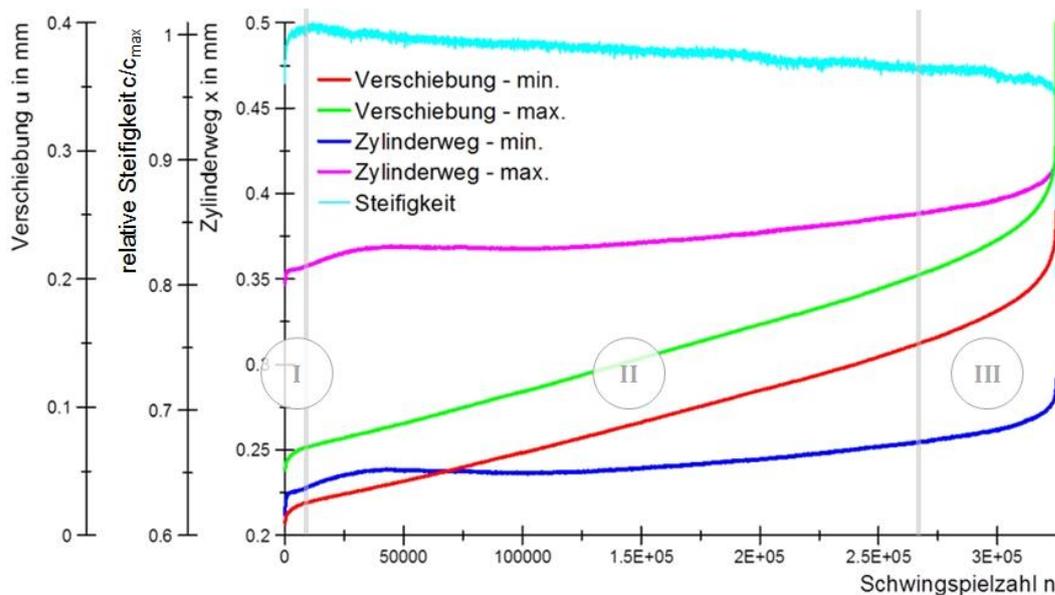


Abbildung 6-26: Steifigkeits- und Verschiebungsverlauf einer dicken Scherzugprobe mit Bereichen des primären (I), sekundären (II) und tertiären (III) Kriechens

Die während der Versuche aufgezeichnete Steifigkeit weist die in Abbildung 6-26 dargestellten Verläufe auf. Die mittels des Setzdehnungsaufnehmers gemessene Verschiebung ist eben-

falls dargestellt und zeigt die bekannten Bereiche des primären, sekundären und tertiären Kriechens [Kut02]. Ein beschleunigter Anstieg der Verschiebung entspricht dabei einem beschleunigten Abfall der Steifigkeit. Dieser Zeitpunkt wurde als Anrisschwingspielzahl  $N_A$  ausgewertet.

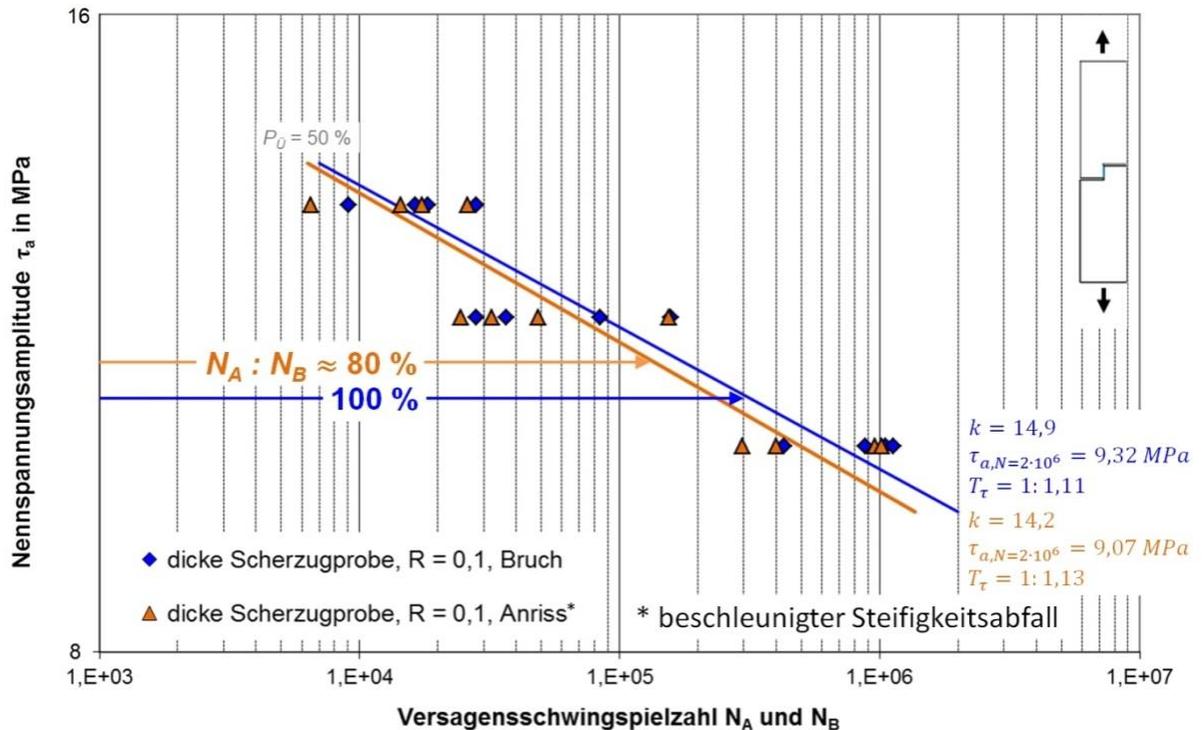


Abbildung 6-27: Anriss- und Bruchschwingspielzahlen der dicken Scherzugprobe

Die entsprechende Wöhlerlinie für einen technischen Anriss im Vergleich zur Bruchwöhlerlinie ist in Abbildung 6-27 dargestellt. Die Rissinitiierungsphase bis zum technischen Anriss nimmt ca. 80 % der Gesamtlebensdauer ein.

### 6.2.1.2 Schälzugprobe

Die Schwingfestigkeitsversuche mit Schälzugproben unter Belastung mit konstanten Amplituden erfolgten schwerpunktmäßig mit einem Lastverhältnis von  $R = 0,1$ . Strichprobenartig erfolgte zusätzlich die Betrachtung von  $R = 0,5$ . Die Bruchflächen weisen fast ausschließlich kohäsives Versagen auf, Abbildung 6-28.

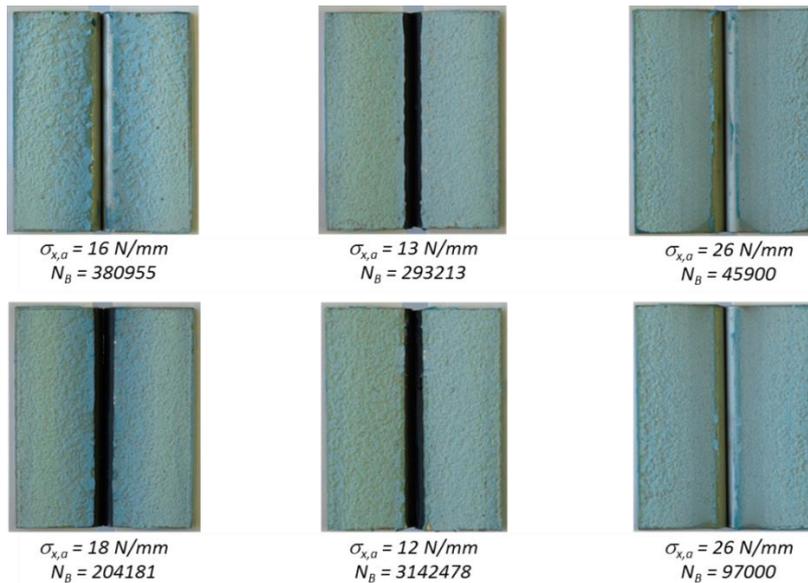


Abbildung 6-28: Beispielhafte Bruchbilder Schälzugprobe

Abbildung 6-29 zeigt die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche unter Einstufenbelastung mit den Lastverhältnissen  $R = 0,1$  und  $R = 0,5$ . Dabei zeigt sich auch hier die erwartete niedrigere Festigkeit bei höherem Lastverhältnis. Die im Folgenden aufgetragene „Schälspannung“  $\sigma_x$  in N/mm ist für die Schälzugproben definiert als Kraft  $F$  bezogen auf die beanspruchte Klebschichtlänge  $l$ :

$$\sigma_x = \frac{F}{l} \quad 6-2$$

Die beanspruchte Klebschichtlänge beträgt in diesem Fall  $l = 50 \text{ mm}$ .

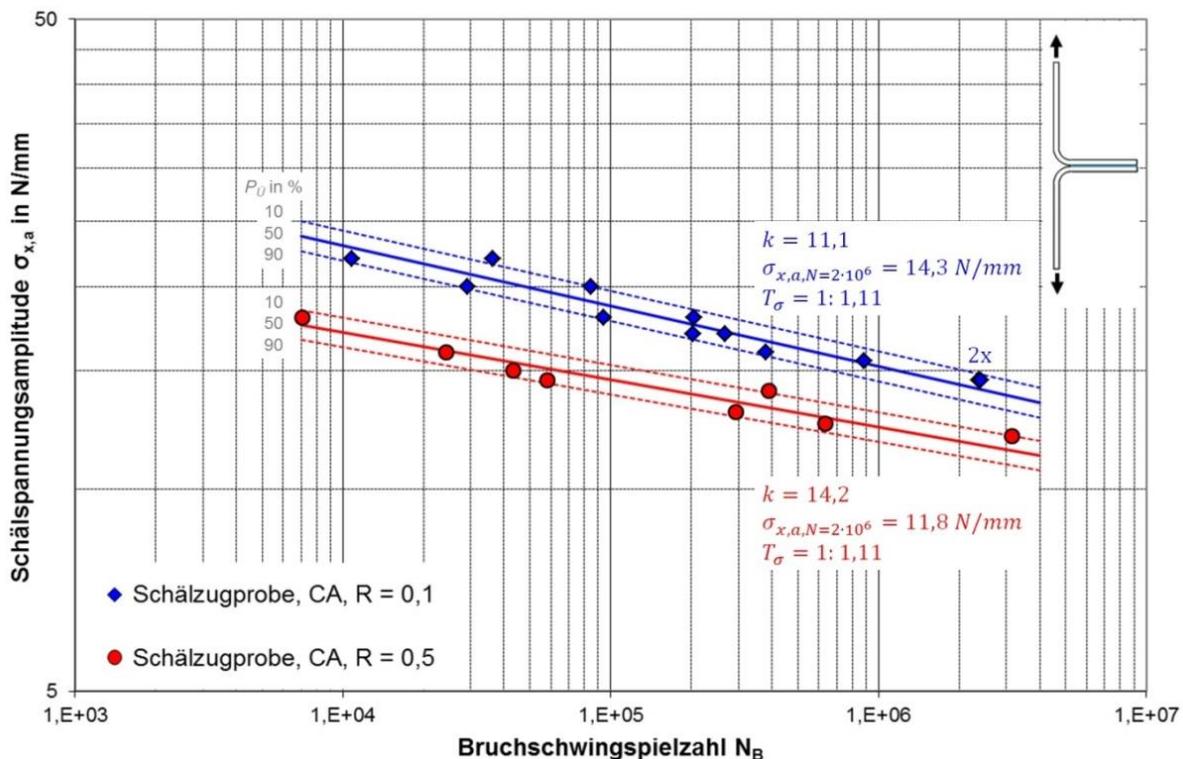


Abbildung 6-29: Versuchsergebnisse mit Schälzugprobe unter Belastung mit konstanten Amplituden

Anhand des beschleunigten Steifigkeitsabfalls wurden die Anrisschwingspielzahlen ermittelt, siehe Punkt 2 in Abbildung 6-30. Stichprobenartig wurde der Anrisszeitpunkt mit Hilfe der thermoelastischen Spannungsanalyse (TSA) überprüft. Dabei ist links in Abbildung 6-30 die Aufnahme der Klebfuge zu sehen. Bei der TSA wird die bei elastischer Dehnung fester Werkstoffe auftretende Erwärmung bzw. Abkühlung mit Hilfe einer hoch genauen Thermographiekamera gemessen und mit der Anregung korreliert. Die ausgewertete Infrarotstrahlung entspricht den auftretenden Dehnungen bzw. Spannungen an der Probenoberfläche. Anhand von Änderungen dieser gemessenen Oberflächenspannungen kann auf einen Anriss rückgeschlossen werden, siehe Kapitel 4.2.

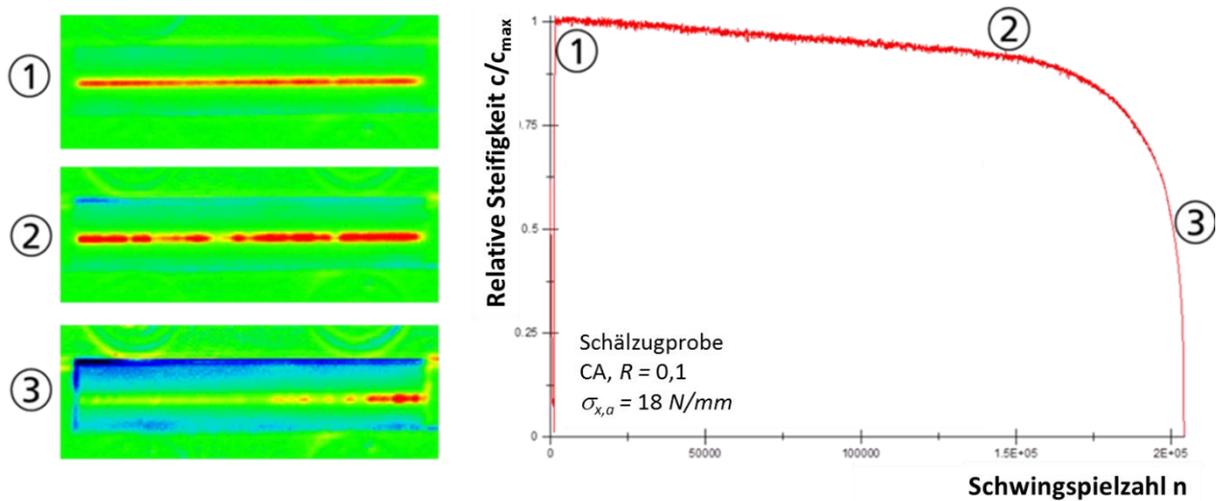


Abbildung 6-30: Anrissdetektion mittels TSA im Vergleich zum Steifigkeitsverlauf der Schälzugprobe

Abbildung 6-31 zeigt die entsprechend ausgewerteten Anrisschwingspielzahlen. Dabei beträgt die Rissinitiationsphase bis zum technischen Anriss ca. 50 % der Gesamtlebensdauer.

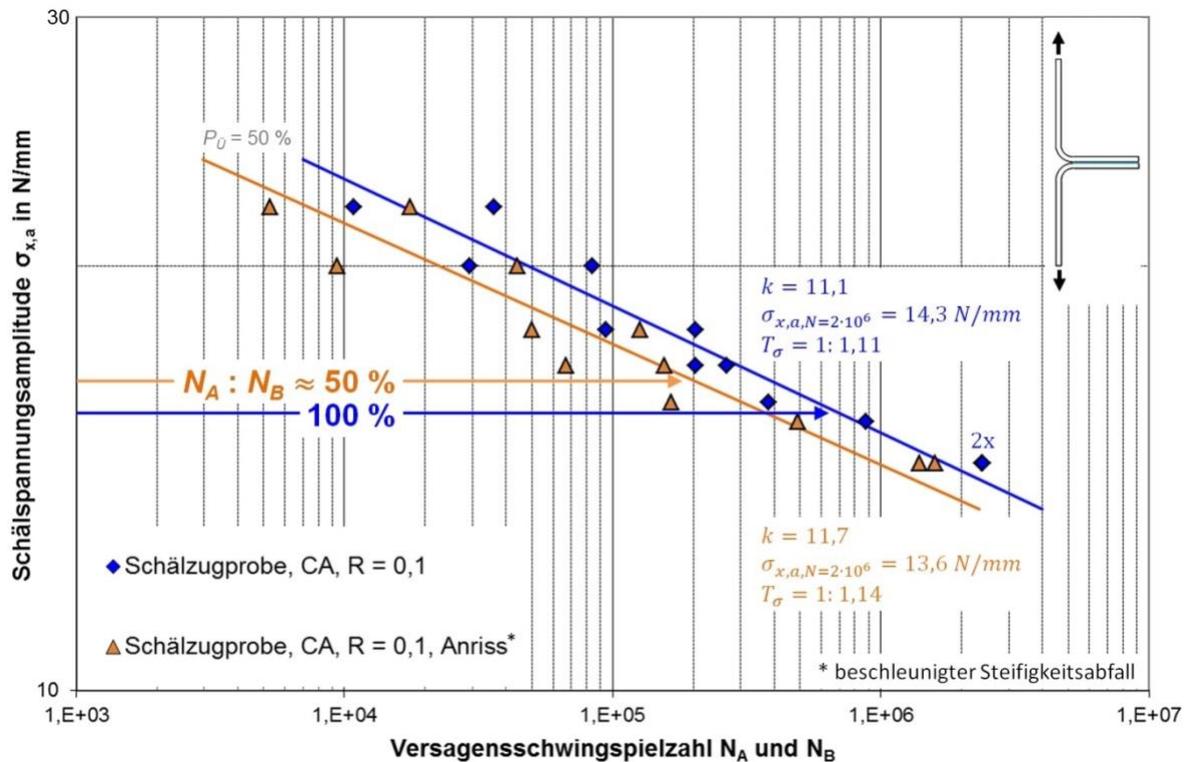


Abbildung 6-31: Anriss- und Bruchschwingspielzahlen der Schälzugprobe

## 6.2.2 Versuchsergebnisse unter Belastung mit variablen Amplituden

Die Versuche unter Mehrstufenbelastung erfolgten wie bei Belastung mit konstanten Amplituden mit einer Prüffrequenz von  $f = 10 \text{ Hz}$ . Probengeometrie und Prüfmaschine sind identisch mit denjenigen bei Einstufenbelastung. Die Ergebnisse für die dicke Scherzugprobe zeigt Abbildung 6-32. Die Ergebnisse der Versuche unter Belastung mit variablen Amplituden sind in den folgenden Diagrammen mit der maximal auftretenden Spannungs- ( $\bar{\sigma}_a$ ,  $\bar{\tau}_a$ ) bzw. Lastamplitude  $\bar{F}_a$  auf der Ordinatenachse aufgetragen. Die entsprechende Versagensschwingspielzahl wird als  $\bar{N}_A$  bzw.  $\bar{N}_B$  gekennzeichnet.

Ein Einfluss unterschiedlicher Teilfolgenumfänge der Einzelkollektive ist relativ gering aber erkennbar. Das CARLOS-Kollektiv führt zu leicht längeren Lebensdauern im Vergleich zu den verwendeten Gauß-Kollektiven. Der Unterschied ist allerdings auf den ersten Blick auch hier gering.

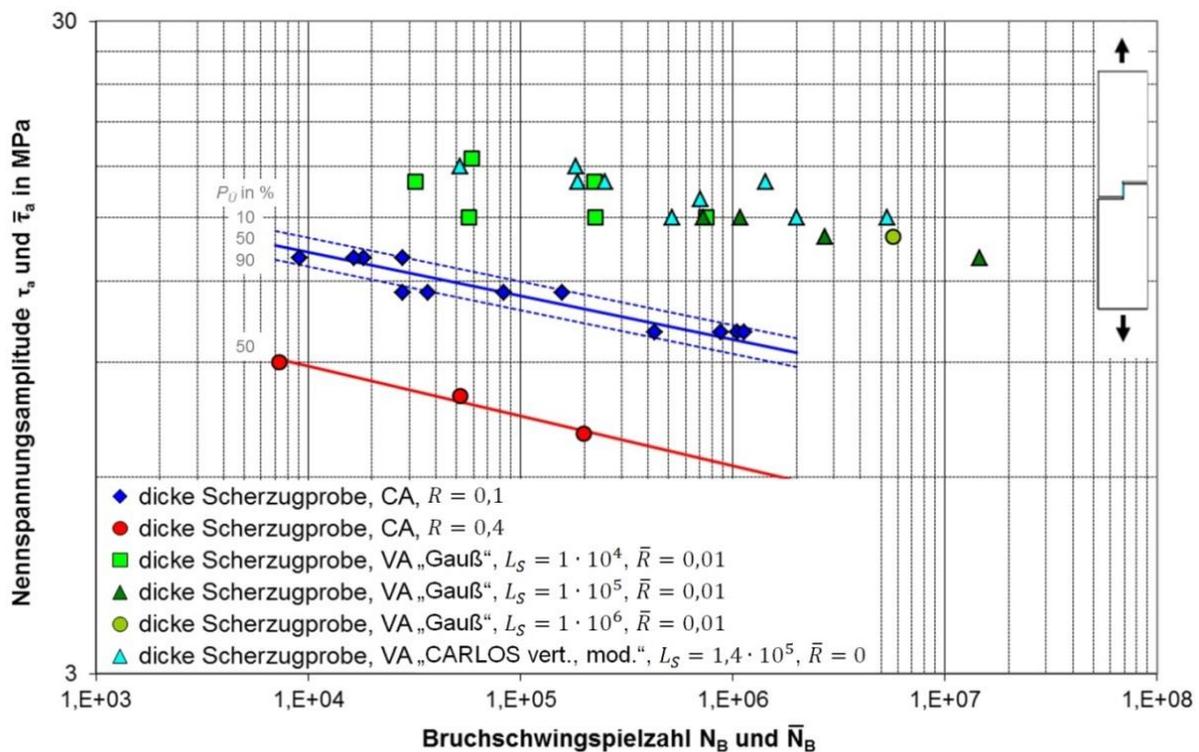


Abbildung 6-32: Versuchsergebnisse mit dicker Scherzugprobe unter Belastung mit variablen Amplituden

Bei der Schälzugprobe ergibt sich ein ähnliches Bild wie bei den untersuchten dicken Scherzugproben, Abbildung 6-33.

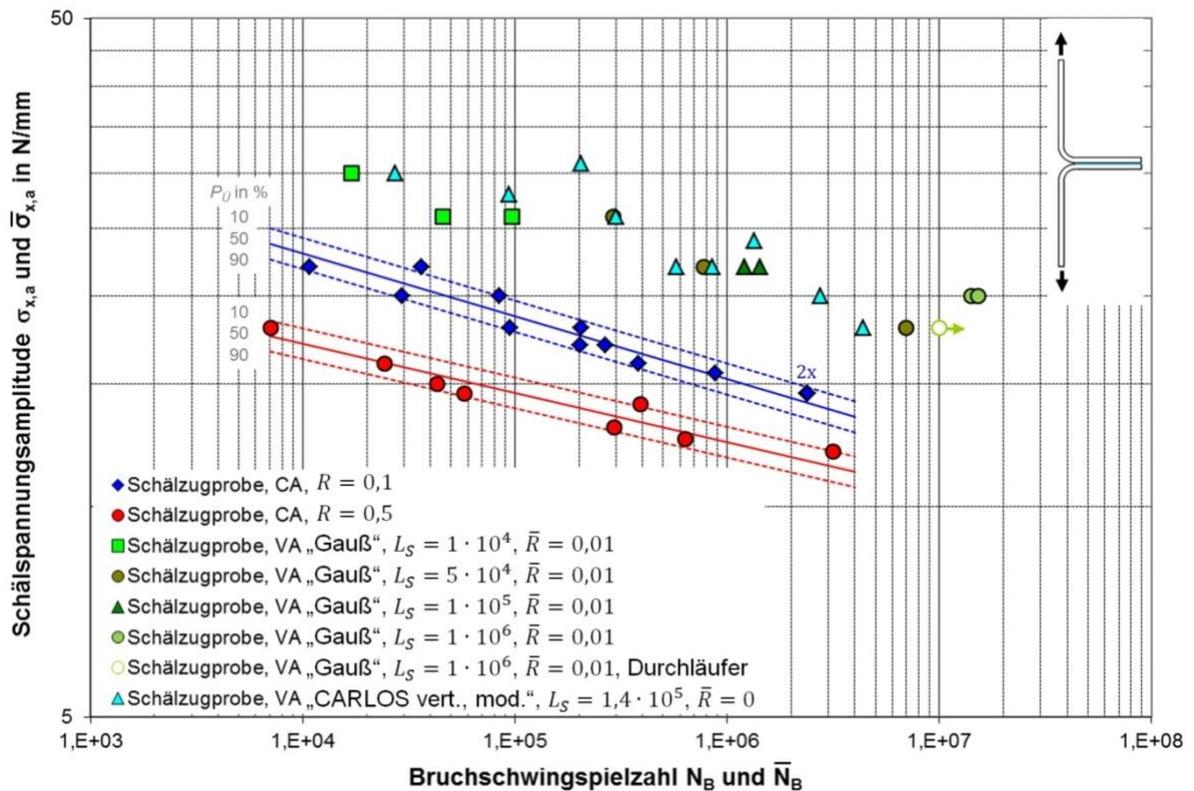


Abbildung 6-33: Versuchsergebnisse mit Schälzugprobe unter Belastung mit variablen Amplituden

### 6.2.3 Betrachtung von Reihenfolgeeffekten

Anhand der Detailproben wurden Reihenfolgeeffekte auf die Lebensdauer betrachtet. Hierunter versteht man Einflüsse auf die Lebensdauer aufgrund unterschiedlicher Reihenfolgen der einzelnen Schwingspiele. Hierfür wurden die betrachteten Gauß-Kollektive „sortiert“. D.h. die einzelnen Zyklen der Kollektive mit Gauß-verteilter Häufigkeit der Klassengrenzenüberschreitungen wurden zum einen in aufsteigender, zum anderen in absteigender Reihenfolge sortiert. In Abbildung 6-34 und Abbildung 6-35 sind die einzelnen Kollektive vergleichend gegenübergestellt.

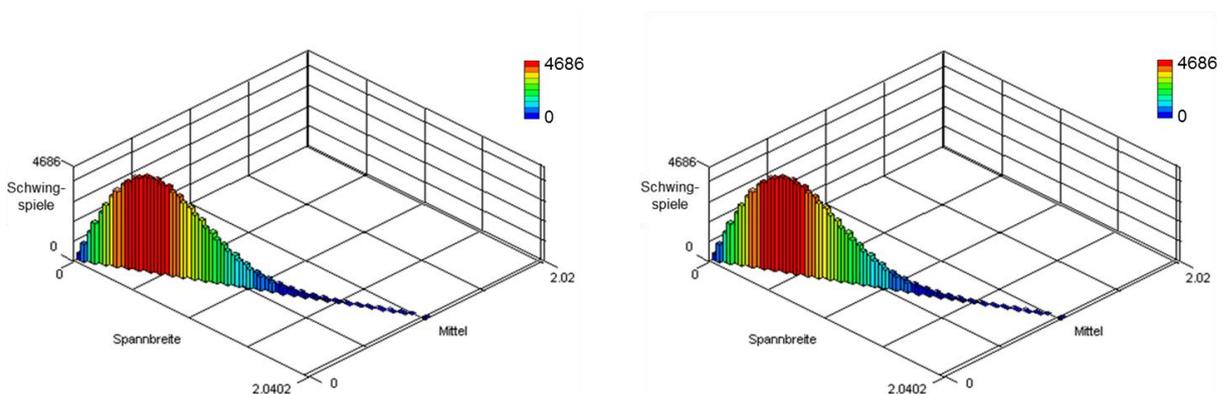


Abbildung 6-34: Rainflow-Zählungen der sortierten Lastkollektive „Gauß“ (aufsteigend, links und absteigend, rechts)

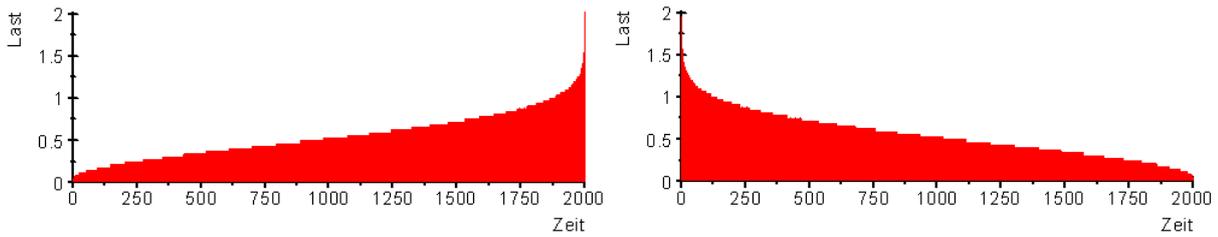


Abbildung 6-35: Sortierte Last-Zeit-Reihen „Gauß“ (aufsteigend, links und absteigend, rechts)

Mit diesen Last-Zeit-Reihen wurden Schwingfestigkeitsversuche sowohl mit der dicken Scherzugprobe als auch mit der Schälzugprobe durchgeführt. Es zeigte sich dabei insbesondere bei der Schälzugprobe die Tendenz, dass die durchmischten Kollektive die größte Schädigungswirkung aufweisen bzw. anders ausgedrückt zur kürzesten Lebensdauer führen, Abbildung 6-37. Die absteigend sortierten Kollektive führen zu der geringsten Schädigungswirkung und entsprechend zu den längsten Lebensdauern im Vergleich. Dies trifft auch für die dicken Scherzugproben zu. Allerdings wurde hier unter Belastung mit dem „Gauß“-Kollektiv mit  $L_S = 10^4$  eine Fertigungscharge verwendet, die höhere Anteile von Adhäsivversagen und somit geringere Festigkeiten als die übrigen Proben aufwies (unausgefüllte Symbole in Abbildung 6-36). Innerhalb dieser Fertigungscharge zeigten sich jedoch die erläuterten Effekte. Das Ergebnis der dicken Scherzugprobe unter Belastung mit dem aufsteigend sortierten „Gauß“-Kollektiv mit  $L_S = 10^5$  ist eingeschränkt aussagefähig (eingeklammertes Symbol in Abbildung 6-36), da dieser ca. 14 Tage andauernde Versuch aufgrund technischer Probleme mehrmals unterbrochen werden musste.

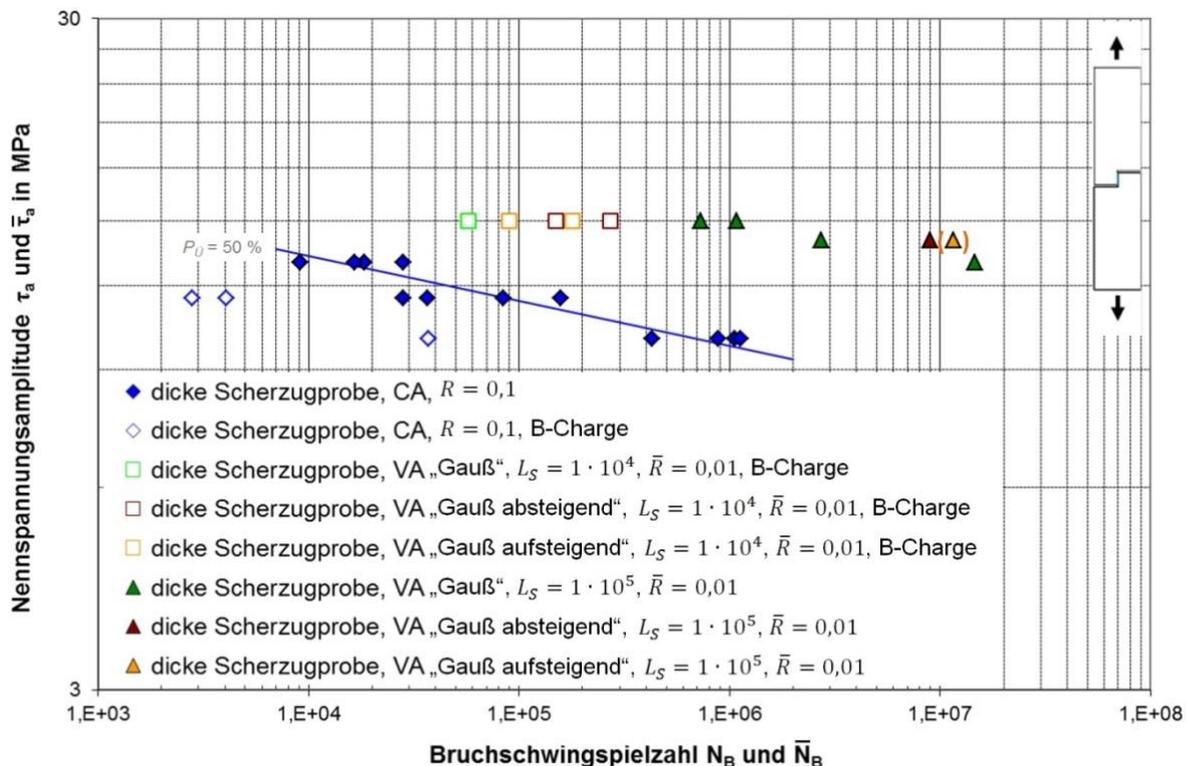


Abbildung 6-36: Reihenfolgeeffekte bei Scherzugbeanspruchung

Die Ergebnisse unterstreichen, dass für möglichst realitätsnahe Auslegungen entweder (wenn vorhanden) auf gemessene Lastkollektive oder auf möglichst realitätsnah durchmischte Kollektive zurückgegriffen werden sollte, da in diesem Fall mit einer höheren Schädigungswirkung zu rechnen ist.

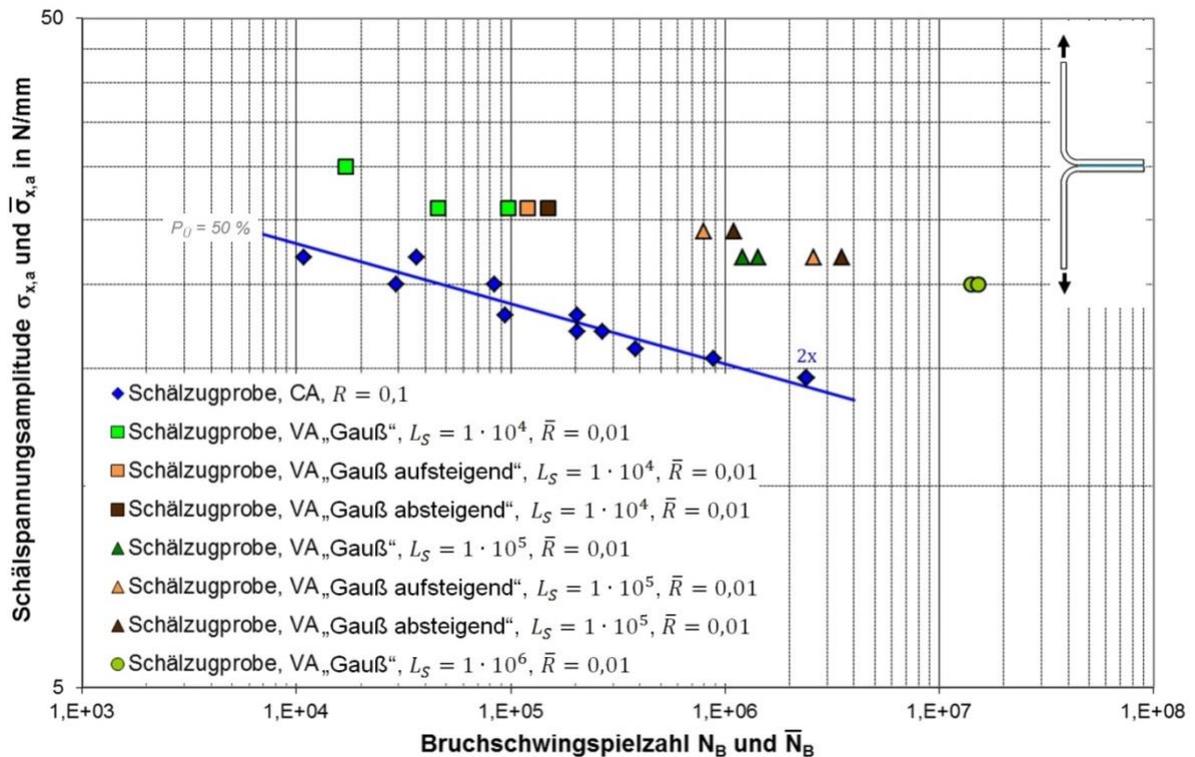


Abbildung 6-37: Reihenfolgeeffekte bei Schälzugbeanspruchung

### 6.3 Schwingfestigkeitsversuche mit bauteilähnlicher Probe

#### 6.3.1 Versuchsergebnisse unter Belastung mit konstanten Amplituden

Mit der bauteilähnlichen Probe wurden Wöhlerlinien für die Lastverhältnisse  $R = 0,1$  und  $R = 0,5$  ermittelt. Die Ergebnisse sind aus Abbildung 6-39 ersichtlich. Die Prüffrequenz lag wie im Fall der Detailproben bei  $f = 10 \text{ Hz}$ .

Für  $R = 0,1$  wurden die Neigung  $k = 9,9$  und die Streuung  $T_F = 1 : 1,15$ , für  $R = 0,5$  die Neigung  $k = 10,0$  und die Streuung  $T_F = 1 : 1,18$  ermittelt. Die Bruchflächen zeigen kohäsives Versagen, Abbildung 6-38.



Abbildung 6-38: Beispielhafte Bruchflächen an bauteilähnlicher Probe

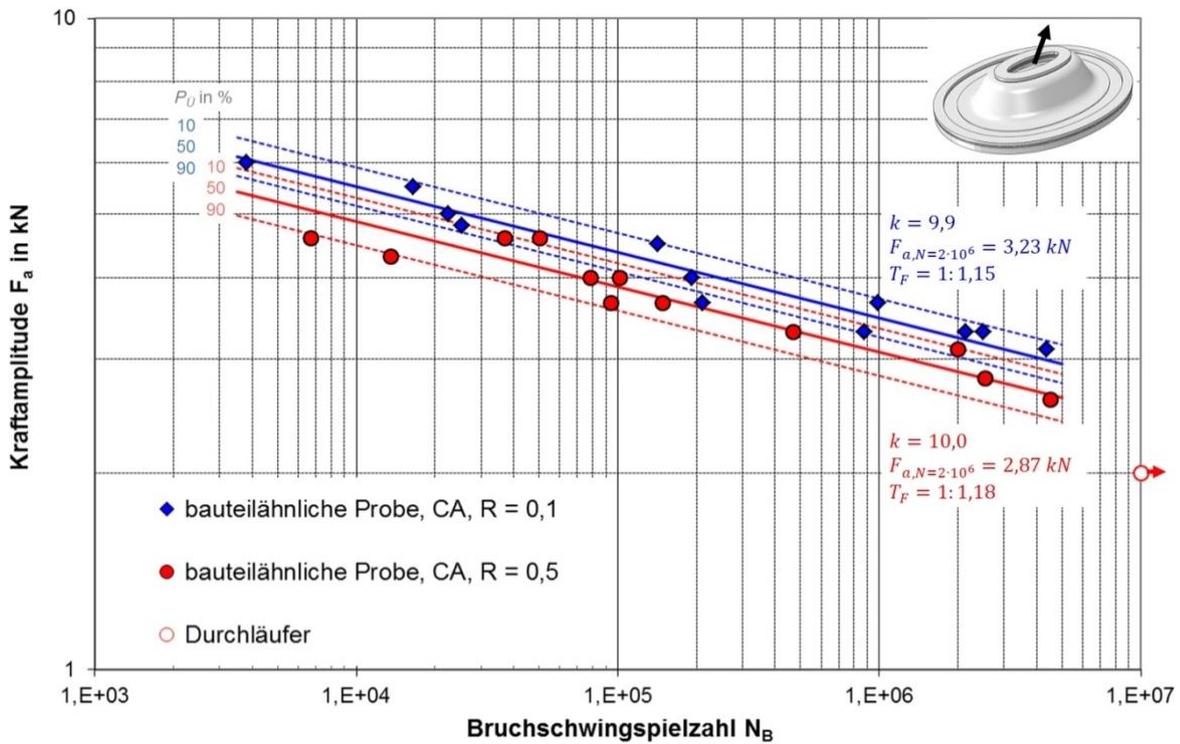


Abbildung 6-39: Versuchsergebnisse mit bauteilähnlicher Probe unter Belastung mit konstanten Amplituden

Die auf Basis der durchgeführten thermoelastischen Spannungsanalyse ermittelten Anrisschwingspielzahlen  $N_A$  lassen erkennen, dass im Falle der bauteilähnlichen Probe die Rissfortschrittsphase die Gesamtlebensdauer maßgeblich bestimmt, Abbildung 6-40.

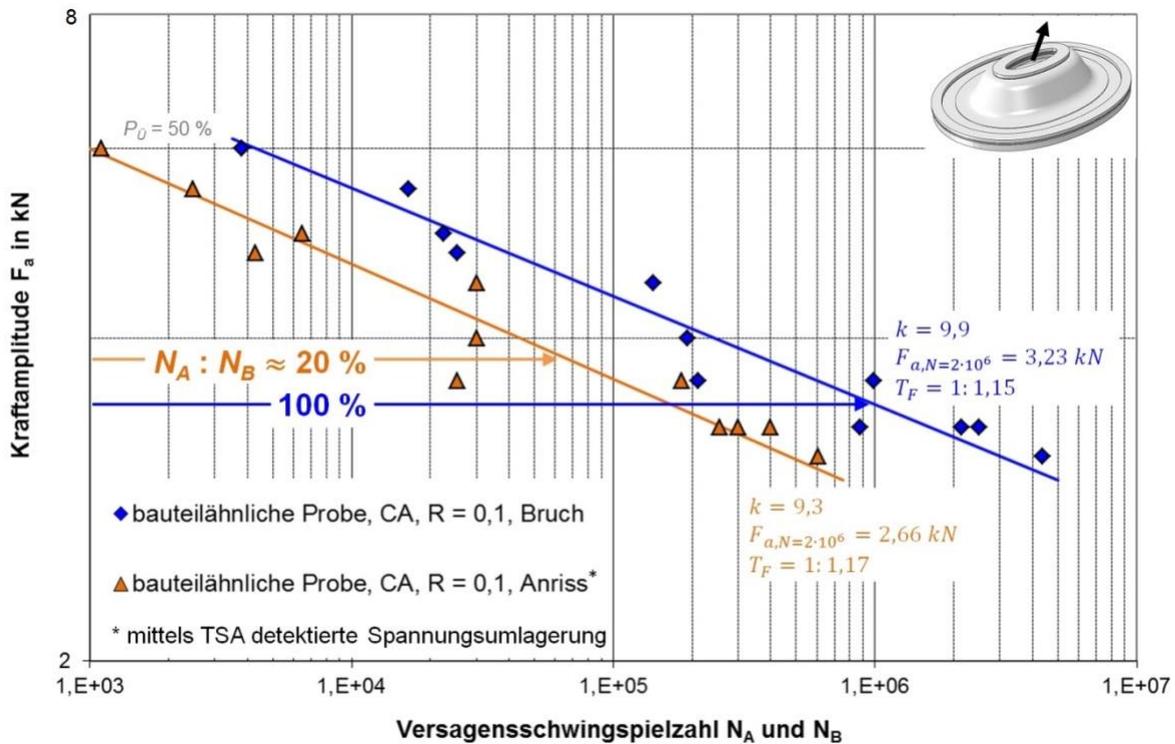


Abbildung 6-40: Anriss- und Bruchschwingspielzahlen der bauteilähnlichen Probe

Die Rissinitiationsphase nimmt bei der bauteilähnlichen Probe ungefähr 20 % der Gesamtlebensdauer ein ( $N_A : N_B = 0,2$ ). Der Unterschied in den Anteilen von Rissinitiations- und Riss-

fortschrittsphase der unterschiedlichen Probenarten ist in Abbildung 6-41 ersichtlich. Eine eindeutige Abhängigkeit vom Lasthorizont ist dabei nicht erkennbar.

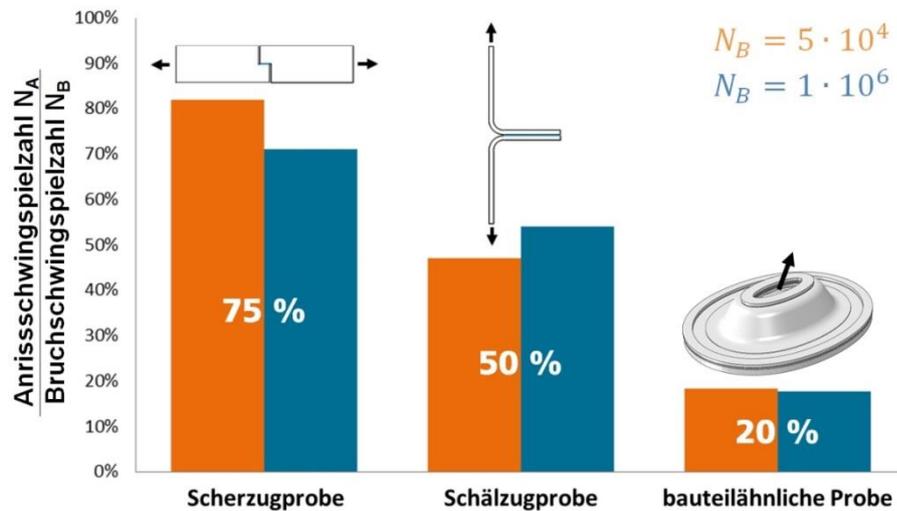


Abbildung 6-41: Verhältnis Anriss- zu Bruchschwingspielzahl  $N_A : N_B$  unterschiedlicher Probenformen

### 6.3.2 Versuchsergebnisse unter Belastung mit variablen Amplituden

Für die Schwingfestigkeitsversuche mit bauteilähnlicher Probe unter Belastung mit variablen Amplituden wurden die in Kapitel 6.1.3 vorgestellten Lastkollektive verwendet.

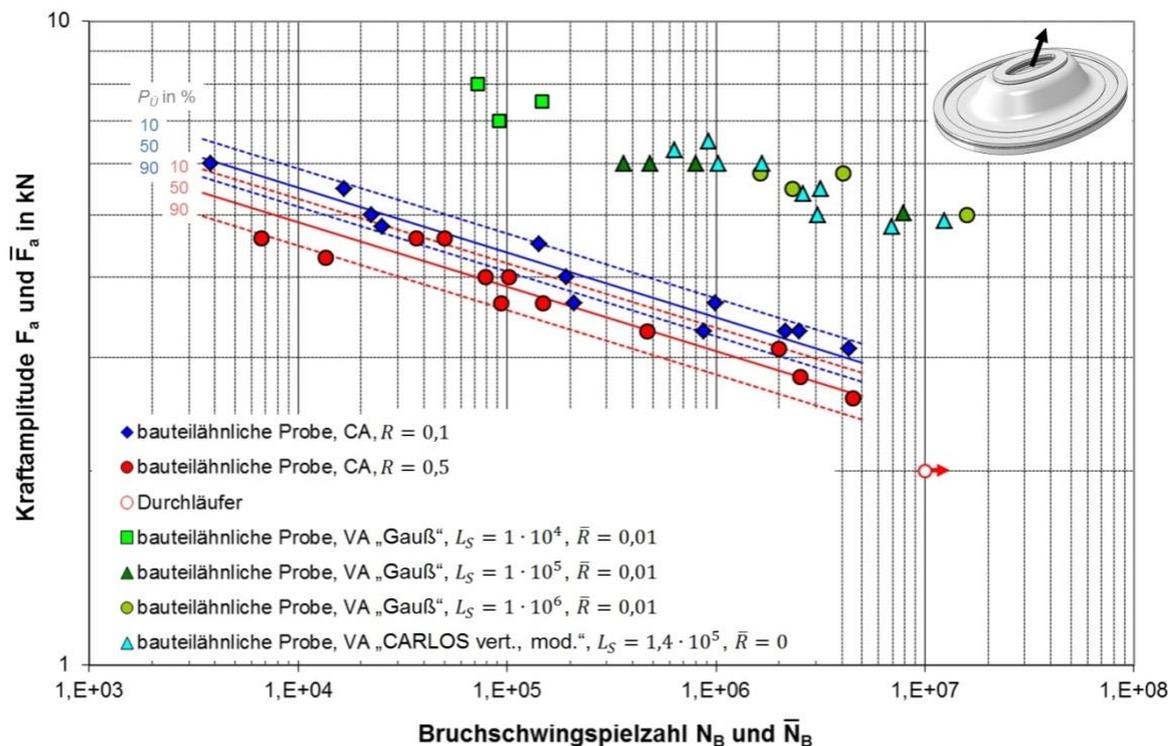


Abbildung 6-42: Versuchsergebnisse mit bauteilähnlicher Probe unter Belastung mit variablen Amplituden

Die Versuchsergebnisse sind in Abbildung 6-42 zusammengefasst. Die Prüffrequenz lag wiederum bei  $f = 10 \text{ Hz}$ .

Die Ergebnisse der Versuche mit der bauteilähnlichen Probe bestätigen zunächst die Ergebnisse, die mit Detailproben gewonnen wurden. Auf die Unterschiede wird im Detail zusammen mit den rechnerischen Untersuchungen in Kapitel 7 eingegangen.

#### 6.4 Versagenskriterien und Methoden zur Anrissdetektion im Vergleich

Wie in Kapitel 4 erläutert und in den vorangehenden Unterkapiteln beschrieben, wurden der beschleunigte Steifigkeitsabfall und/oder eine mittels thermoelastischer Spannungsanalyse erfasste Spannungsumlagerung zur Detektion des technischen Anrisses herangezogen. Im Vergleich zu den betrachteten Schweißverbindungen zeigte sich dies auch bei den untersuchten geklebten Probenformen als gangbarer Weg. Am Beispiel unterschiedlich gefügter einfach überlappter Scherzugproben ( $b = 45 \text{ mm}$ ,  $l_f = 95 \text{ mm}$ , geklebt mit  $l_{ii} = 12,5 \text{ mm}$ ) unter Belastung mit konstanten Amplituden ist in Abbildung 6-43 der bei fortschreitender Schädigung abfallende Steifigkeitsverlauf der Fügeverbindungsarten im Vergleich zu sehen.

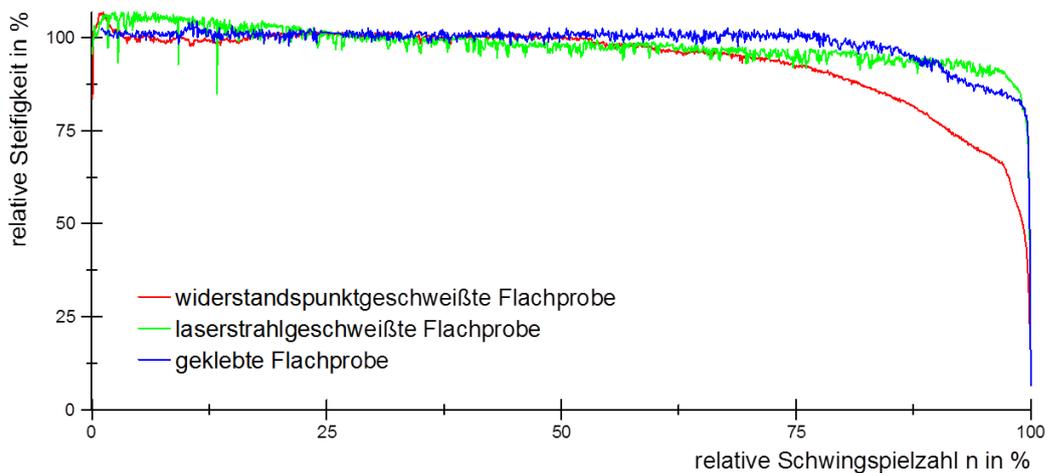


Abbildung 6-43: Steifigkeitsverläufe unterschiedlich gefügter Flachproben

Es bestätigen sich die Aussagen aus Kapitel 4, Abbildung 6-44. Auch bei den geklebten Verbindungen entspricht kein Versagenskriterium einer vergleichbaren Restlebensdauer.

Die bauteilähnliche Probe weist erwartungsgemäß wie in Kapitel 6.3.1 beschrieben den höchsten Anteil der Rissfortschrittsphase auf. Die Auswertung der thermoelastischen Spannungsanalyse führte auch in diesem Fall zu vergleichbaren Anrisschwingspielzahlen wie die Auswertung des beschleunigten Steifigkeitsabfalls.

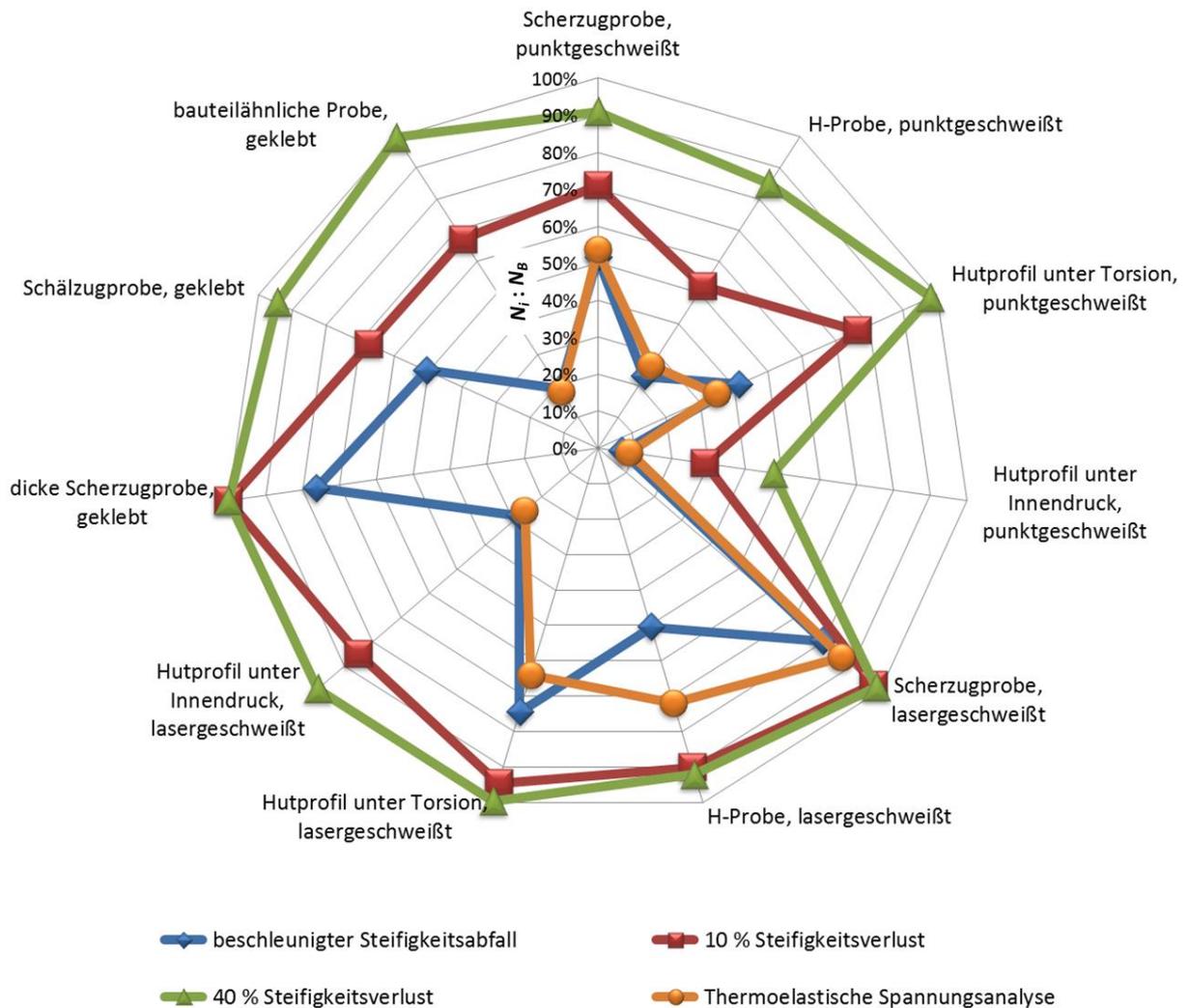


Abbildung 6-44: Relative Lebensdauern  $N_f : N_B$  in % nach unterschiedlichen Versagenskriterien

Um zu überprüfen, ob nach einem beschleunigten Steifigkeitsabfall auch bei geklebten Verbindungen ein Anriss vorliegt, wurden stichprobenartig Schwingfestigkeitsversuche mit einfach überlappten Scherzugproben ( $l_i = 12,5 \text{ mm}$ ,  $b = 45 \text{ mm}$ ,  $l_f = 95 \text{ mm}$ ) zu einem definierten Zeitpunkt unterbrochen. Anschließend wurden die Proben mittels flüssigen Stickstoffs gekühlt und aufgebrochen. So konnte gut zwischen dem Schwingungsriss und dem Restgewaltbruch unterschieden werden, Abbildung 6-45.

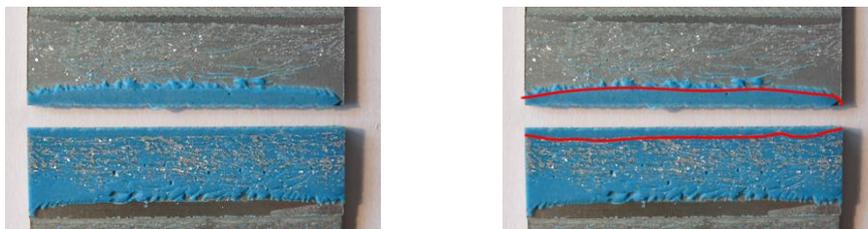


Abbildung 6-45: Aufgebrochene Scherzugprobe mit vorhandenen Schwingungsrissen

Es bestätigte sich die Vorgehensweise, dass bereits bei sehr geringem Steifigkeitsabfall Risse in der Klebschicht vorliegen und mit Detektion des beschleunigten Steifigkeitsabfalls ein technischer Anriss in der Verbindung vorliegt, Abbildung 6-46.

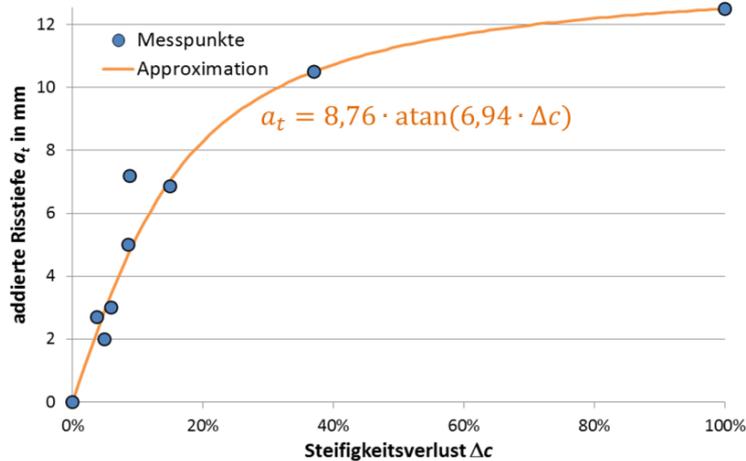


Abbildung 6-46: Zusammenhang addierte Risstiefe  $\alpha_t$  (Summe der Risstiefen auf beiden Seiten der Klebnaht) und Steifigkeitsverlust  $\Delta c$  bei geklebten einfach überlappten Scherzugproben

## 6.5 Experimentelle Bestimmung der Energiefreisetzungsrate unter schwingender Last

Zur Abschätzung eines „Versagensbereichs“ bzw. einer „Versagensschwelle“ wurde die Eigenschaft der Energiefreisetzungsrate betrachtet. Hierfür gilt es auf experimentellem Weg einen Schwellwert der Energiefreisetzungsrate  $G_{th}$  zu bestimmen, unterhalb dessen es zu keinem messbaren Rissfortschritt kommt.

In Anlehnung an DIN EN 15190 kamen hierfür „Reinforced Double Cantilever Beam (RDCB)-Proben“ zum Einsatz, Abbildung 6-47 und Abbildung 6-48. Die hierfür verwendeten Bleche stammen aus der gleichen Charge wie die der übrigen Blechproben (Werkstoff DP-K<sup>®</sup> 34/60,  $t = 1,35 \text{ mm}$ ). Die Verstärkungsbleche bestehen aus S355 mit einer Dicke von  $t = 6 \text{ mm}$ . Alle zu verklebenden Oberflächen wurden mit n-Heptan gereinigt. Die Flächen zwischen den beiden DP-K<sup>®</sup> 34/60-Blechen wurden anschließend gezielt mit  $3 \text{ g/m}^2$  Fuchs Anticorit beölt. Die entsprechende Ölmenge wurde mittels Mikroliterspritze aufgetragen und flächig verteilt.

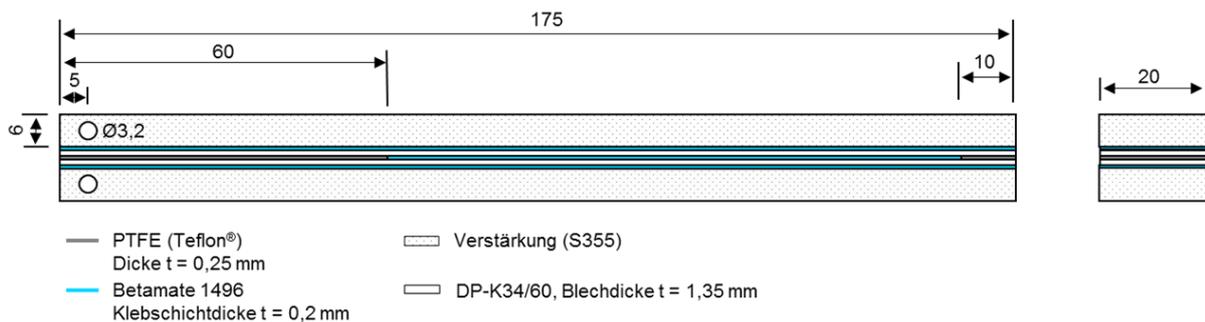


Abbildung 6-47: Geometrie der verwendeten RDCB-Proben



Abbildung 6-48: RDCB-Probe

Die definierte Begrenzung der Klebfläche erfolgte mittels entsprechend zugeschnittener PTFE-Folien. Es wurden mit Hilfe einer Klebvorrichtung Blöcke mit einer Breite von  $b = 110 \text{ mm}$  geklebt und anschließend mittels Trennscheibe zu je vier RDCB-Proben zugeschnitten. Dies erfolgte mit sehr geringer Vorschubgeschwindigkeit bei starker Flüssigkeitskühlung um eine Vorschädigung der Klebschicht zu vermeiden.

Die RDCB-Proben wurden auf einer servohydraulischen Prüfmaschine unter Wegregelung geprüft. Die Versuche wurden gestoppt, sobald kein weiterer Rissfortschritt anhand eines Steifigkeitsabfalls messbar war. Neben der Steifigkeitsmessung zur Rissfortschrittsüberwachung wurden einzelne Proben mit Hilfe der thermoelastischen Spannungsanalyse überwacht. Hierbei lässt die Position der Spannungsspitze einen Rückschluss auf die Risslänge zu.

Die Bestimmung der Energiefreisetzungsrate erfolgt auf Basis der gemessenen Steifigkeit. Vor Beginn der auswertungsrelevanten Versuche wurden RDCB-Proben mit unterschiedlichen definierten Risslängen geprüft. Mit deren Hilfe wurde eine Kalibrierkurve für den Zusammenhang zwischen gemessener Steifigkeit und Risslänge erstellt, Abbildung 6-49.

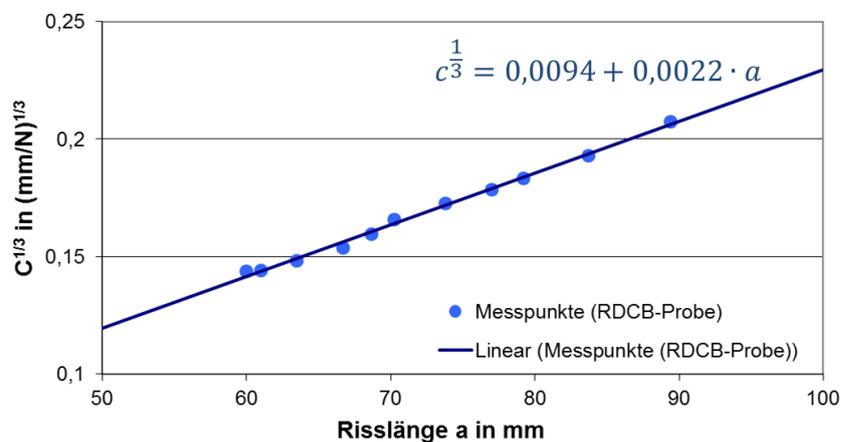


Abbildung 6-49: Kalibrierkurve für RDCB-Proben

Auf dieser Basis kann nach folgendem Zusammenhang die Energiefreisetzungsrate  $G_{I,max}$  bestimmt werden [DIN EN 15190]:

$$G_{I,max} = \frac{3000 \cdot m \cdot F_0 \cdot \delta_{max}}{2 \cdot b \cdot \sqrt[3]{C}} \quad 6-3$$

- mit
- $G_{I,max}$  Energiefreisetzungsrate (Mode I) bei Oberlast in  $J/m^2$
  - $m$  Nachgiebigkeits-Kalibrierkonstante in  $mm^{-2/3}N^{1/3}$  (Steigung der Kalibrierkurve in Abbildung 6-49)
  - $F_0$  Oberlast (Kraft) in  $N$
  - $\delta_{max}$  Probenaufweitung bei Oberlast in  $mm$
  - $b$  Probenbreite in  $mm$
  - $C$  Nachgiebigkeit in  $mm/N$

Die Risslänge  $a$  kann in Abhängigkeit der Nachgiebigkeit bestimmt werden [DIN EN 15190]:

$$a = \left( \frac{C^{1/3}}{m} \right) - |\Delta| \quad 6-4$$

mit der Nachgiebigkeits-Kalibrierkonstante  $\Delta$  in  $mm$  (Schnittpunkt der Kalibrierkurve in Abbildung 6-49 mit der Abszissenachse). Ausgehend von den Risslängen  $a_{N_i}$  und  $a_{N_{i+1}}$  bei aufeinanderfolgenden Schwingspielen  $N_i$  und  $N_{i+1}$  kann die Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dn$  bestimmt werden [DIN EN 15190]:

$$\frac{da}{dn} = \frac{a_{N_{i+1}} - a_{N_i}}{N_{i+1} - N_i} \quad 6-5$$

Zum Teil konnten dabei erzielte Prüfergebnisse nicht oder nur teilweise zur Auswertung herangezogen werden, da vereinzelt adhäsives Versagen in der Klebschicht auftrat, z.B. zweite Probe von links in Abbildung 6-50.

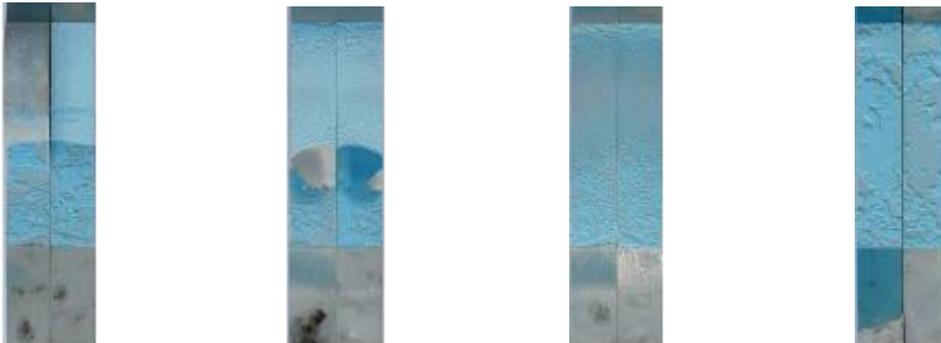


Abbildung 6-50: Typische Bruchbilder der RDCB-Proben

In die endgültige Auswertung wurden insgesamt 8 Versuche einbezogen, Abbildung 6-51.

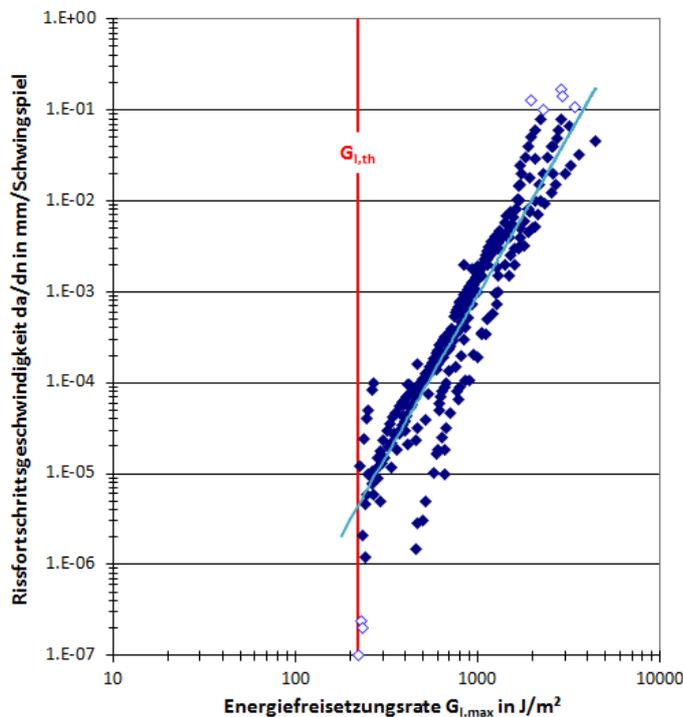


Abbildung 6-51: Bestimmung des Schwellwertes  $G_{l,th}$  der Energiefreisetzungsrate

Der gesuchte Schwellwert der Energiefreisetzungsrate stellt den Wert dar, unterhalb dessen die Fortschrittsgeschwindigkeit langer Risse vernachlässigbar klein wird ( $da/dn < 1 \cdot 10^{-6} mm/Schwingspiel$ ). Für die hier durchgeführten Untersuchungen lässt sich der Schwellwert der Energiefreisetzungsrate in Höhe von  $G_{l,th} = 220 J/m^2$  für ein Lastverhältnis  $R = 0$  identifizieren.

## 7 RECHNERISCHE LEBENSDAUERANALYSE

### 7.1 Randbedingungen bei Verwendung der Finite-Elemente-Methode

Im Rahmen dieser Arbeit soll sich die Modellierung von Klebverbindungen auf vereinfachte linear-elastische Werkstoffgesetze beschränken. Dies bietet neben geringen Rechenzeiten den großen Vorteil der Skalierbarkeit der Ergebnisse, so dass für eine Probenform bzw. Belastungsart die Durchführung einer Berechnung mit einem Einheitslastfall ausreicht. Für die Finite-Elemente-Analysen wurde das Programmsystem ABAQUS Version 6.10-1 von Dassault Systèmes verwendet [Aba10].

Zur Beleuchtung grundsätzlicher Randbedingungen bei der Berechnung von Klebverbindungen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode wurden zunächst eine typische einfach überlappte Verbindung ( $l_{ii} = 12,5 \text{ mm}$ ) unter Scherzugbelastung und die Schälzugprobe im Modell betrachtet. Die verwendeten Werkstoffparameter sind in Tabelle 7-1 zusammengestellt.

Tabelle 7-1: Verwendete Werkstoffparameter (Quelle für Klebstoffkennwerte: [P653])

Werkstoff	Elastizitätsmodul E [MPa]	Querkontraktionszahl $\nu$
Dow® Betamate™ 1496 V	1.598	0,43
Stahl	210.000	0,3

Im Rahmen der Finite-Elemente-Modellierung wird die Klebschicht oftmals in Form von Volumenelementen dargestellt, da so die Steifigkeiten realitätsnah abgebildet werden können. Bei Blechen als Fügepartner können diese als Schalen anstelle von Volumen modelliert werden, ohne dadurch zu hohe Genauigkeitseinbußen im globalen Verhalten hinnehmen zu müssen, vgl. Abbildung 7-1.

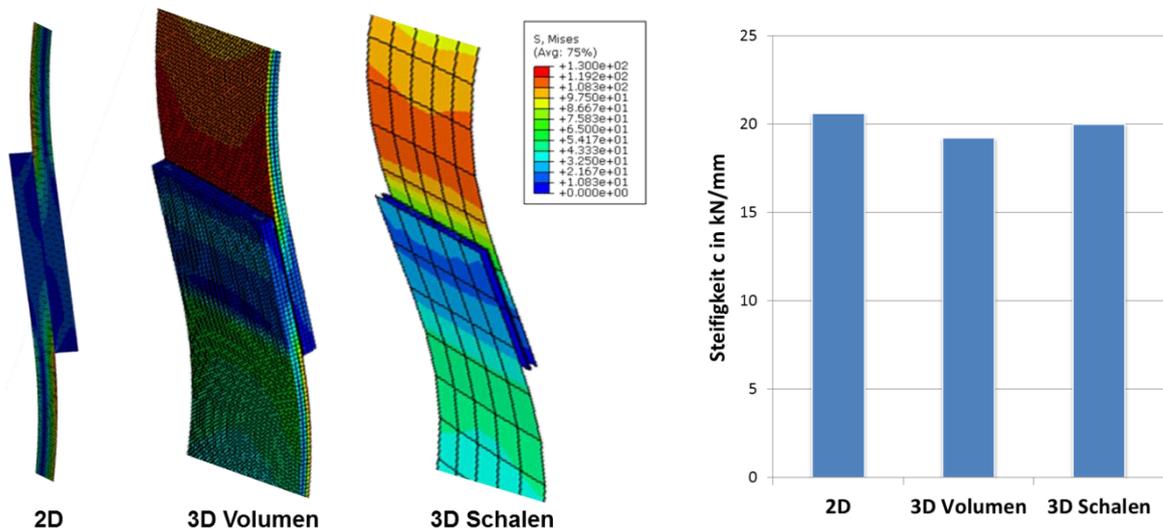


Abbildung 7-1: Vergleich der globalen Steifigkeit bei unterschiedlichen Modellierungen der Klebverbindung

Dabei sind in Verbindung mit inkompatiblen Netzen sowohl RBE3-Verbindungen, „distributed couplings“ und „tie“-Verbindungen für die Anbindung der Klebschicht an die Fügepartner geeignet, vgl. Abbildung 7-2.

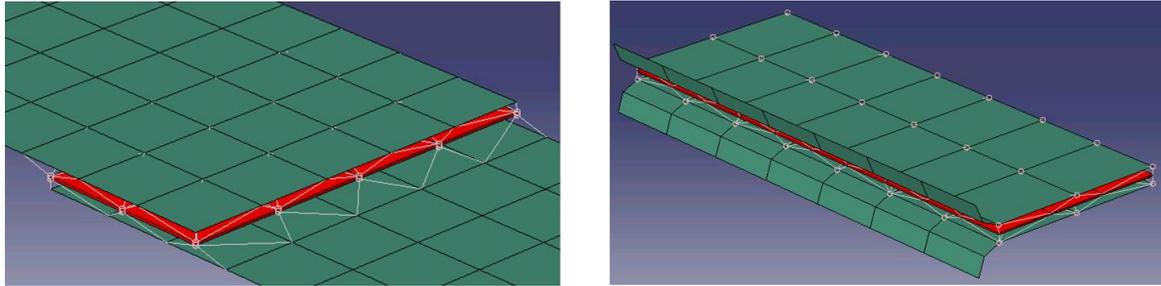


Abbildung 7-2: Anbindung der Klebschicht mittels „distributed couplings“ bzw. RBE3

Bei allen im Folgenden beschriebenen Berechnungen wurde die Klebschicht mittels sogenannter „tie“-Verbindungen mit den Fügepartnern verknüpft. Diese sind im verwendeten Programmsystem Abaqus anwenderfreundlich zu realisieren und zeigen bei den betrachteten Verbindungen keine Verhaltensunterschiede im Vergleich zu den übrigen Modellierungsmethoden.

Bei der FE-Berechnung von Klebverbindungen treten an den Übergangsstellen vom relativ steifen metallischen Fügepartner zum relativ weichen Klebstoff aufgrund des Steifigkeitssprungs ( $E_{\text{Klebstoff}} : E_{\text{Stahl}} \approx 1 : 130$ ) numerische Singularitäten auf. Diese äußern sich in nicht konvergenten Spannungsspitzen. Dies hat zur Folge, dass die berechneten maximalen Spannungen in der Klebschicht nicht zur Bewertung herangezogen werden können. Durchgeführte Berechnungen mit unterschiedlichen Elementierungen am Beispiel der Schälzugbelastung zeigen, dass erst nach dem zweiten Element der Klebschichtdicke der Einfluss der Singularität vernachlässigbar ist, Abbildung 7-3. Dies bedeutet, dass für eine möglichst genaue Spannungsberechnung mindestens vier Elemente über der Klebschichtdicke erforderlich sind. In diesem Fall wären die in der mittleren Ebene der Klebschicht berechneten Spannungswerte unabhängig von der numerischen Singularität am Übergang zum Fügepart.

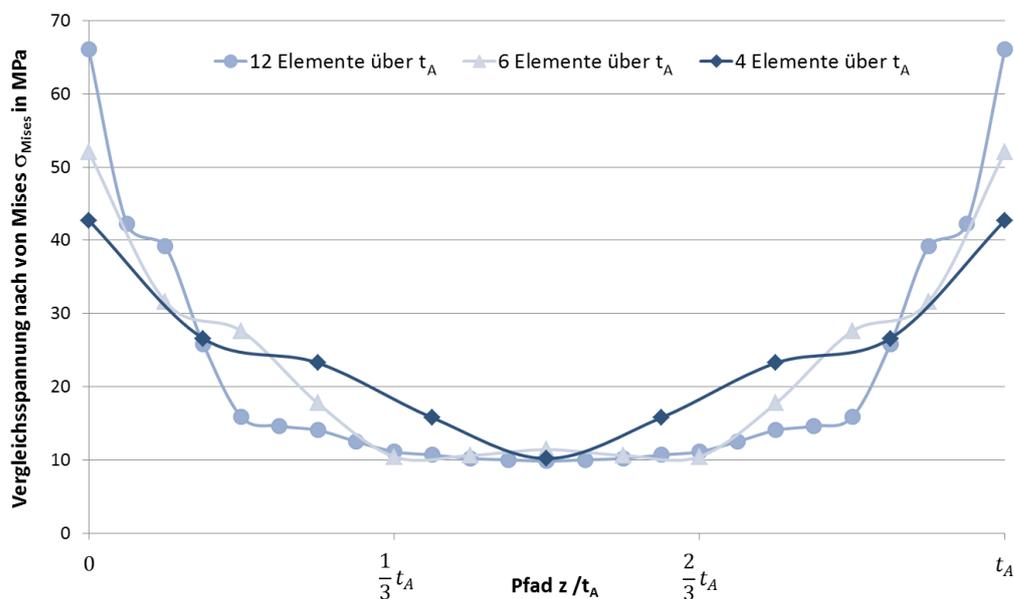


Abbildung 7-3: Einfluss des Steifigkeitssprungs am Rande der Klebschicht

Da für eine ausreichende Genauigkeit eine deutlich gröbere Elementierung des Fügeparts ausreichend ist, wurden die Auswirkungen inkompatibler Netze auf die Rechenergebnisse betrachtet. Dabei zeigte sich, dass die Elementierung der Klebschicht einen deutlich größeren

Einfluss auf die berechneten Spannungen in der Klebschichtmitte hat, als die Elementierung des Fügeteils. Eine Konvergenz des Spannungsmaximums in Klebschichtmitte konnte somit ab einer Vernetzung der Klebschicht von vier Elementen in Dickenrichtung und 1,3-facher Elementkantenlänge in die übrigen Raumrichtungen festgestellt werden, wobei eine 20-fach größere Elementkantenlänge in Längs- und Querrichtung des Fügeteils ausreichend war, Abbildung 7-4.

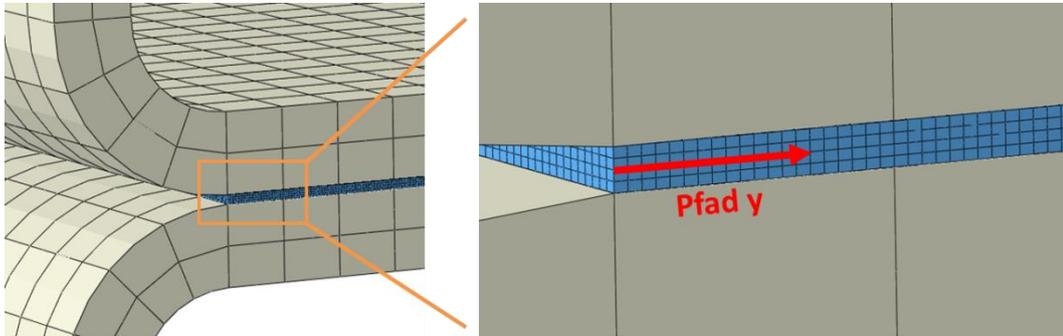


Abbildung 7-4: Vernetzung Fügeteile und Klebschicht

Berechnungen mit quadratischen Ansatzfunktionen führen erwartungsgemäß zu genaueren Ergebnissen. Dabei sind Elemente mit reduzierter Integration ausreichend. Bei der Verwendung einer linearen Ansatzfunktion sind in Verbindung mit reduzierter Integration gegenüber Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion geringe Genauigkeitsverluste hinzunehmen. Eine vollständige Integration ist bei Verwendung einer linearen Ansatzfunktion auf jeden Fall zu vermeiden, da dies eine künstliche Versteifung und niedrigere berechnete Spannungswerte zur Folge hat, wie die Betrachtung des Spannungsverlaufs in der Klebschichtmitte (Pfad y in Abbildung 7-4) am Beispiel der Scherzugbelastung zeigt, Abbildung 7-5 (vgl. auch Kapitel 2.4.1).

Die Verwendung von Schalenelementen für die Blech-Fügeteile zeigte sich in den durchgeführten Berechnungen als zulässig. In Verbindung mit einer gröberen Elementierung der Klebschicht sinken die berechneten Spannungsmaxima ab, der Verlauf der Spannungen über die Klebschichtbreite war bei Verwendung quadratischer Ansatzfunktionen ab einem gewissen Abstand vom Klebschichttrand vergleichbar. Bei Verwendung linearer Ansatzfunktionen ist das berechnete Spannungsmaximum nochmals niedriger und der geschilderte Abstand vom Klebschichttrand, ab dem der Spannungsverlauf sich mit der genaueren Berechnung deckt, etwa doppelt so groß. Bei gröberer Vernetzung der Klebschicht führt die Verwendung von vier Elementen über der Klebschichtdicke in diesem Fall zu keiner Verbesserung der Ergebnisse in Klebschichtmitte im Vergleich zur Verwendung lediglich eines Elements über der Klebschichtdicke und entsprechender Auswertung der mittleren Knotenwerte, Abbildung 7-6.

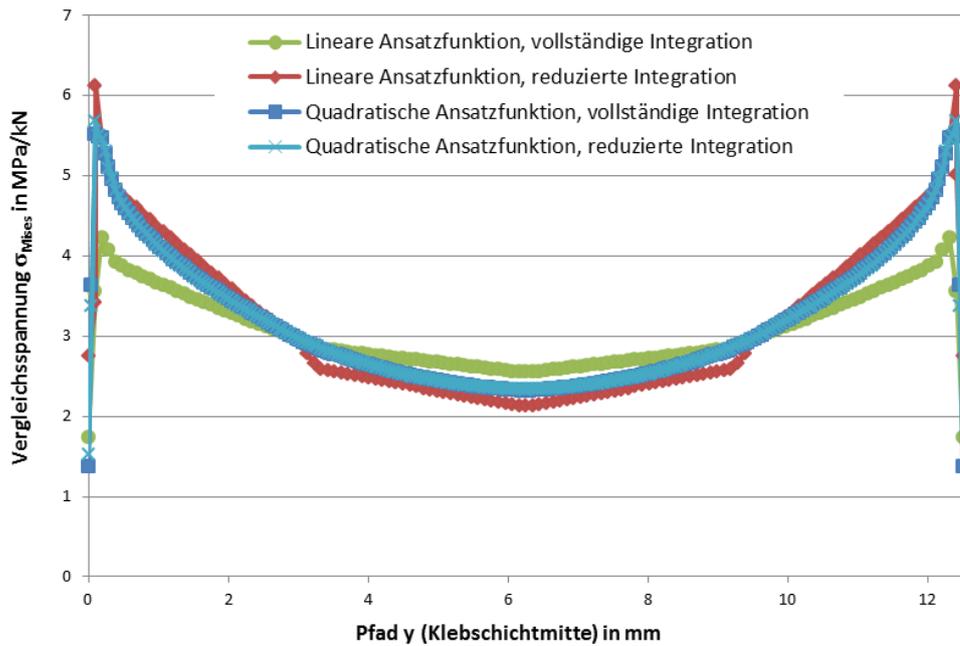


Abbildung 7-5: berechneter Spannungsverlauf in der Klebschichtmitte bei Verwendung unterschiedlicher Elementtypen (einfach überlappte Scherzugprobe)

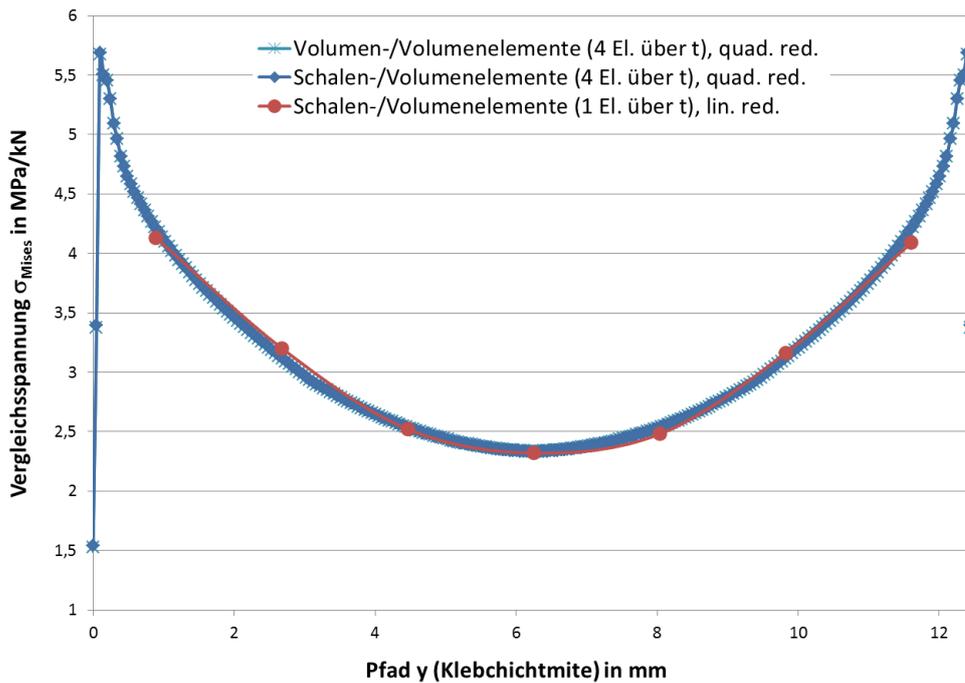


Abbildung 7-6: berechneter Spannungsverlauf in der Klebschichtmitte bei unterschiedlicher Modellierung der Verbindung (einfach überlappte Scherzugprobe)

## 7.2 FE-Modellerstellung und Verifikation

Für die drei Probenformen dicke Scherzugprobe, Schälzugprobe und bauteilähnliche Probe wurden entsprechende FE-Modelle erstellt. Es handelt sich dabei jeweils um 3D-Volumenmodelle mit vereinfachten linear-elastischen Werkstoffgesetzen. Die verwendeten Werkstoffparameter sind in Tabelle 7-1 zusammengefasst.

Im Falle der dicken Scherzugprobe und der Schälzugprobe wurde die Einspannung nicht modelliert. Im Falle der bauteilähnlichen Probe wurde die teilelastische Einspannung modelliert, um die entsprechenden Steifigkeiten abbilden zu können.

Das Modell der dicken Scherzugprobe wurde mittels Vergleich des berechneten und des experimentell ermittelten Schubmoduls verifiziert, Abbildung 7-7. Die Randbedingungen des Modells wurden mittels eines mit Dehnungsmessstreifen applizierten Proben-Dummys verifiziert, vgl. Kapitel 6.1.2.

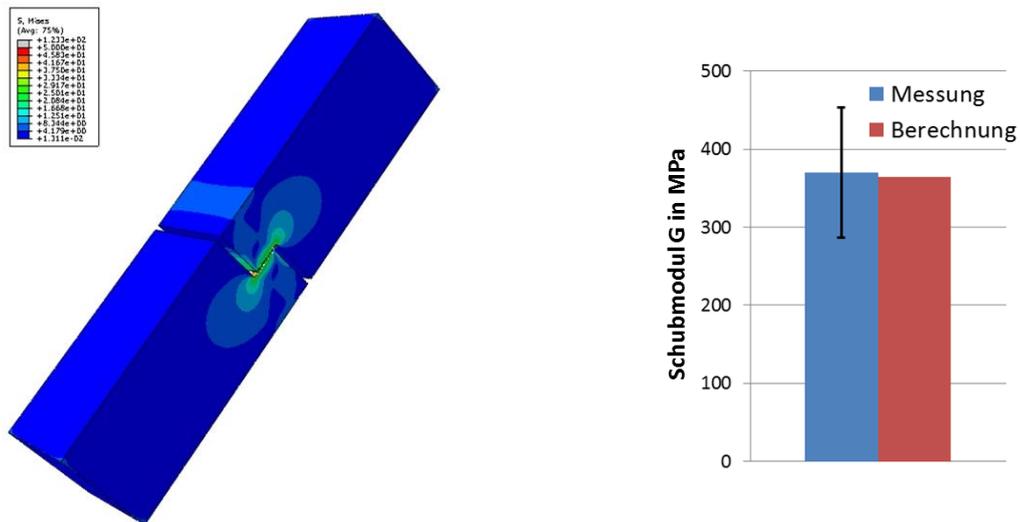


Abbildung 7-7: Modellabgleich dicke Scherzugprobe

Die erstellten FE-Modelle der Schälzugprobe und der bauteilähnlichen Probe wurden mit Hilfe der Ergebnisse aus experimentellen Dehnungsanalysen verifiziert. Hierfür wurden Proben mit Dehnungsmessstreifen appliziert und quasistatisch belastet, Abbildung 7-8. Die dabei gemessenen Dehnungen wurden den berechneten Dehnungen gegenübergestellt.

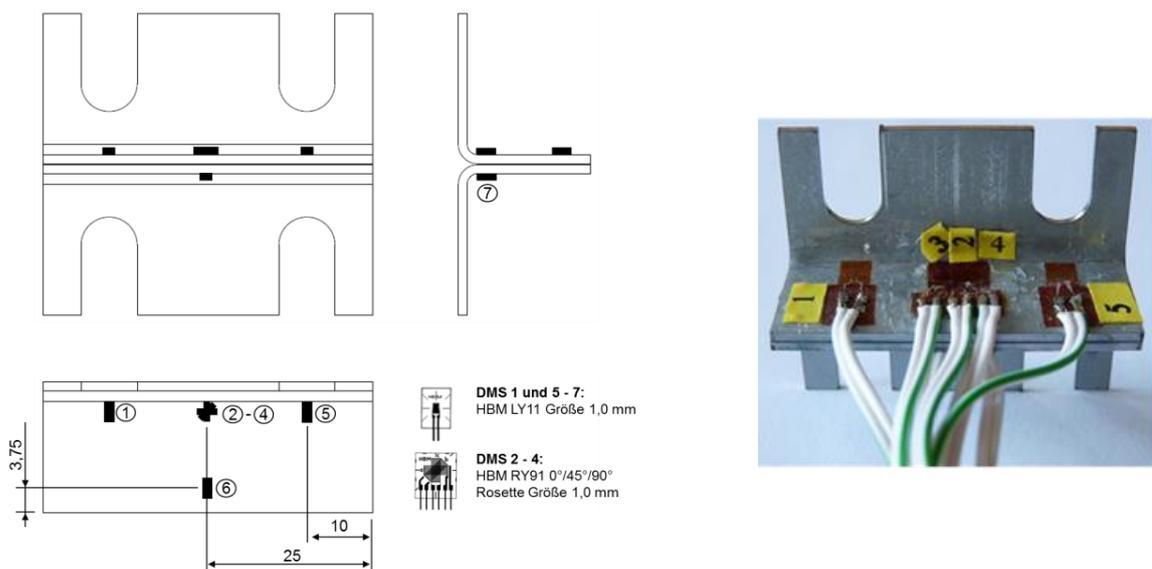


Abbildung 7-8: Messstellenplan Schälzugprobe (Quelle DMS: [HBM])

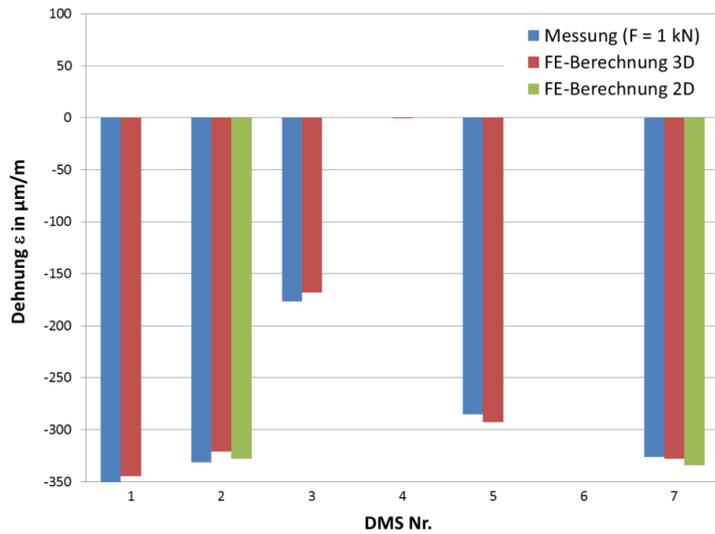
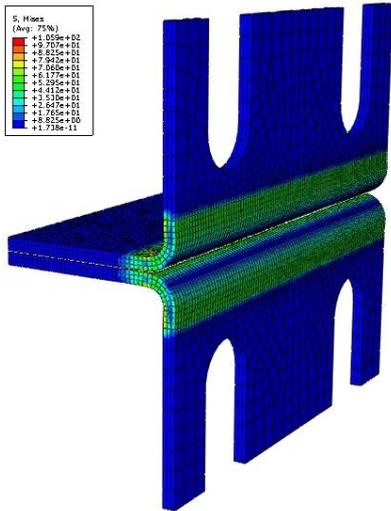
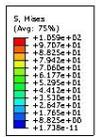


Abbildung 7-9: FE-Modell und Dehnungsabgleich Schälzugprobe

Sowohl für die Schälzugprobe, als auch für die bauteilähnliche Probe konnten dabei im Vergleichsergebnis ausreichende Genauigkeiten erzielt werden, Abbildung 7-9 und Abbildung 7-11.

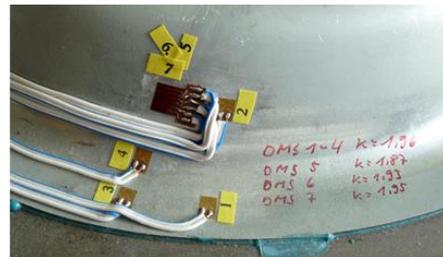
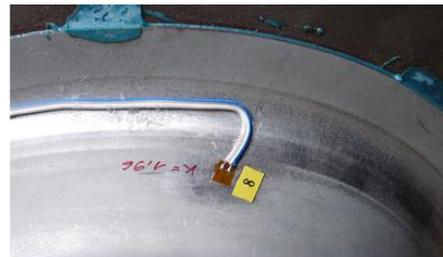


Abbildung 7-10: Mit DMS applizierte bauteilähnliche Probe

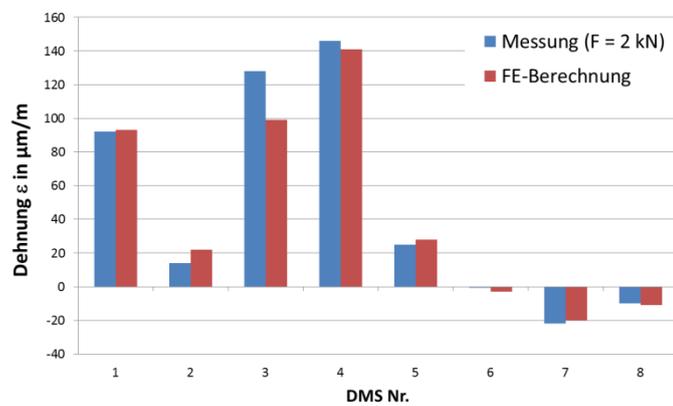
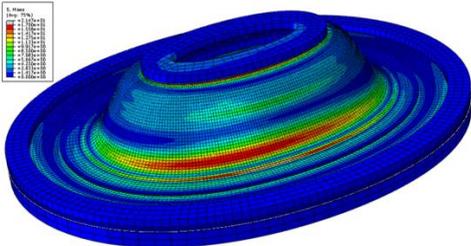


Abbildung 7-11: FE-Modell und Dehnungsabgleich bauteilähnliche Teller-Probe

---

Die relativ großen Abweichungen bei DMS 3 der bauteilähnlichen Probe sind der Position des DMS geschuldet, Abbildung 7-10. Dieser befindet sich nahe dem Klebschichtrand und somit in einem Bereich mit hohem Spannungs- bzw. Dehnungsgradienten. Geringfügige Abweichungen des Klebschichtrandes führen dabei zu signifikanten Änderungen der gemessenen Dehnung.

### 7.3 Rechnerische Lebensdaueranalyse unter Einstufenbelastung

#### 7.3.1 Effektivspannungen auf Basis des Spannungsmittelungsansatzes

Ähnlich der Stützwirkung in Kerben metallischer oder geschweißter Werkstoffe hat der Spannungsgradient senkrecht zur Nahtlängsrichtung einen großen Einfluss auf die Schwingfestigkeit [Bau13]. Wie in Kapitel 2.2.6 beschrieben, ist die Spannungsmittelung nach NEUBER ein Ansatz zur Berücksichtigung des spannungsmechanischen Größeneinflusses bzw. der Mikrostützwirkung. Auf Grund der in Kapitel 7.1 beschriebenen Spannungsspitzen infolge numerischer Singularitäten am Übergang Klebschicht-Fügeteil sind die dort berechneten Spannungen nicht für eine Auswertung geeignet. Unabhängige Spannungswerte lassen sich wie beschrieben bei der angegebenen Elementierung in der Mitte der Klebschicht berechnen. Nach dem Ansatz der Spannungsmittelung nach NEUBER wurden die Verläufe der maximalen Hauptspannung senkrecht zur Nahtlängsrichtung in der Klebschichtmitte ausgehend am Ort der größten maximalen Hauptspannung am Klebschichtrand für die Scher- und Schälzugproben ausgewertet. Da diese beiden Probenformen die überwiegend in Bauteilen vorliegenden unterschiedlichen Beanspruchungsarten Scher- und Schälzug repräsentieren, wurden diese als Datenbasis für eine Referenzwöhlerlinie zur Lebensdauerabschätzung ausgewählt. Die Betrachtung unterschiedlicher Vergleichsspannungen bei einer ähnlichen Vorgehensweise der Spannungsmittelung in [P653] und [P796] zeigte, dass die Wahl der maximalen Hauptspannung als Vergleichsspannung zur Berücksichtigung lokaler Spannungsmehrachsigkeit im Falle des untersuchten Klebstoffs zielführend sein kann.

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{\rho^*} \int_0^{\rho^*} \sigma_{maxHS} dr \quad 7-1$$

Den FE-Berechnungen lagen die in Kapitel 7.2 beschriebenen FE-Modelle mit Volumenelementen mit quadratischer Ansatzfunktion und reduzierter Integration zu Grunde. Die Elementkantenlängen entsprachen den Angaben für die ausreichend feine Modellierung in Kapitel 7.1. Der Mittelungspfad  $r$  entspricht dem Pfad  $y$  in Abbildung 7-4.

Über unterschiedliche Ersatzstrukturlängen  $\rho^*$  wurden jeweils Spannungsmittelungen durchgeführt und die so berechneten Effektivspannungen  $\sigma_{eff}$  mit den Versuchsergebnissen in Zusammenhang gesetzt. Da es sich um linear-elastische Berechnungen handelt, können die Spannungswerte entsprechend linear skaliert und mit den im Versuch herrschenden Belastungen korreliert werden. Da mit dem hier beschriebenen Konzept die Lebensdauer unterschiedlicher Probenformen mit unterschiedlichen Anteilen der Rissfortschrittsphase an der Gesamt-Lebensdauer auf Basis linear-elastischer (anrissfreier) Modelle abgeschätzt werden soll, werden für die Auswertungen die ermittelten Anrisschwingenspielzahlen  $N_A$  (Versagenskriterium „technischer Anriss“) herangezogen.

Die entsprechenden Daten wurden für gleiche  $\rho^*$  in Form gemeinsamer Wöhlerlinien ausgewertet. Eine geeignete Ersatzstrukturlänge wurde bei Auswertung der minimalen Streuung der Gesamtwöhlerlinie definiert, Abbildung 7-12.

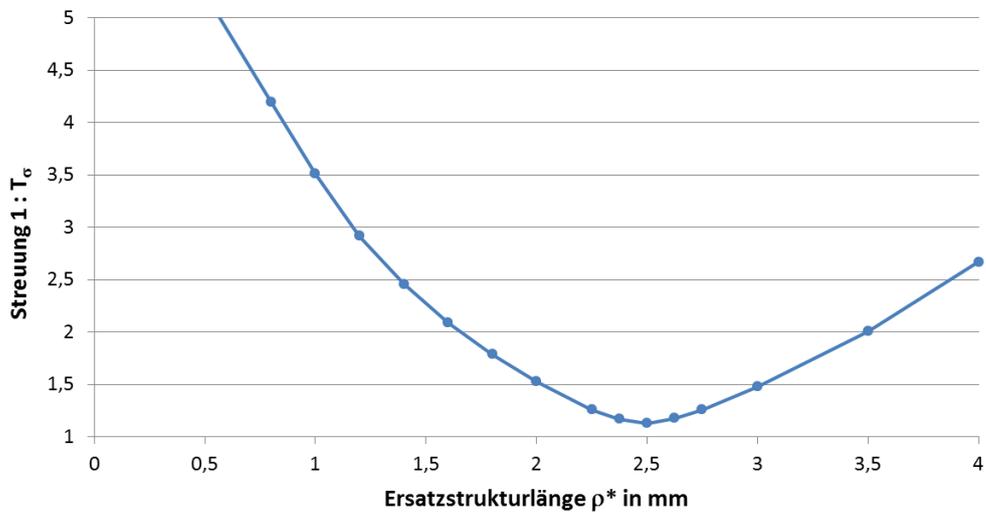


Abbildung 7-12: Identifizierung von  $\rho^*$

Auf Basis der untersuchten Datengrundlage wurde für die betrachteten Klebverbindungen die Ersatzstrukturlänge  $\rho^* = 2,5 \text{ mm}$  identifiziert. Bei Anwendung dieser Spannungsmittelung kann eine Referenzwöhlerlinie auf Basis der Scher- und Schälzugproben mit einer Streuung von  $T_\sigma = 1 : 1,13$  definiert werden, Abbildung 7-13. Es sei angemerkt, dass die identifizierte Ersatzstrukturlänge keine Allgemeingültigkeit besitzt. SCHNEIDER et al. identifizierten beispielsweise bei ähnlicher Mittelung der maximalen Hauptspannung eine Strukturlänge von  $2,9 \text{ mm}$  [P796].

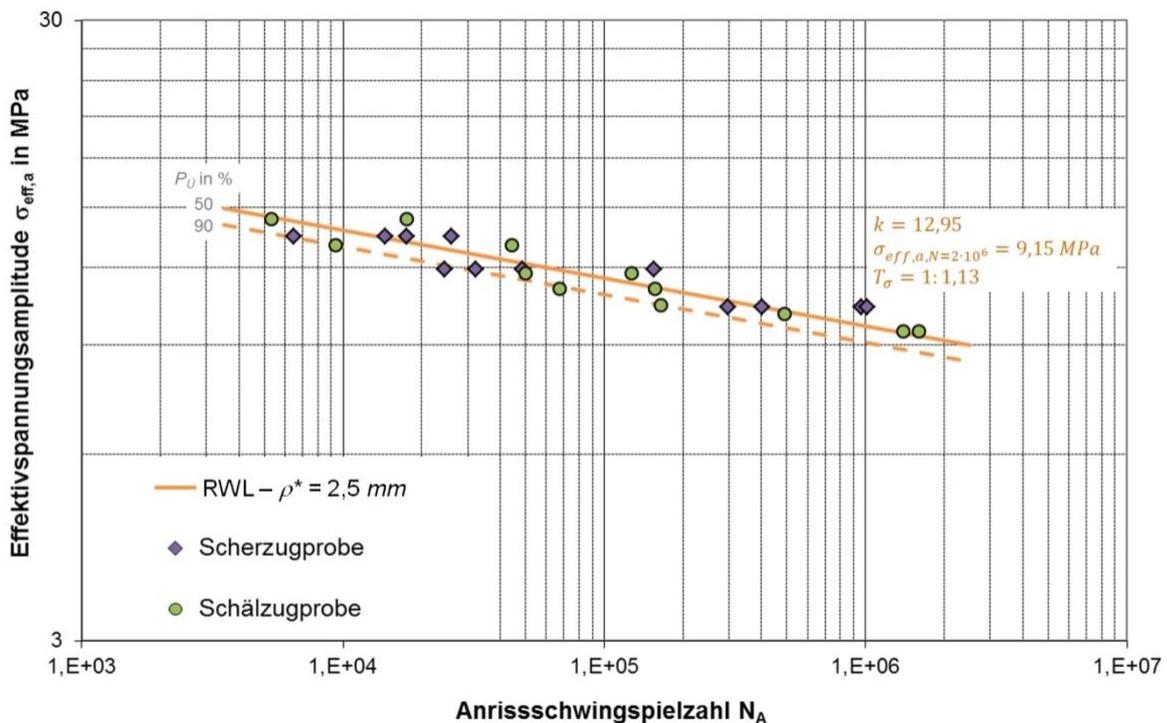


Abbildung 7-13: Referenzwöhlerlinie für Effektivspannungen gemäß Spannungsmittelung mit  $\rho^* = 2,5 \text{ mm}$

Basierend auf der in Abbildung 7-13 dargestellten Referenzwöhlerlinie für Effektivspannungen gemäß Spannungsmittelung mit  $\rho^* = 2,5 \text{ mm}$  wurde die Lebensdauer der bauteilähnli-

chen Probe abgeschätzt. Hierfür wurde ein fein vernetztes FE-Modell mit vier Elementen über der Klebschicht verwendet, Abbildung 7-14. Es wurde der Verlauf der maximalen Hauptspannung senkrecht zur Klebnahtlängsrichtung in der Klebschichtmitte ausgehend am Ort der größten maximalen Hauptspannung am Klebschichttrand ausgewertet (entspricht dem Pfad  $y$  in Abbildung 7-4). Dabei wurde wie bei der Erstellung der Referenzwöhlerlinie beschrieben eine Spannungsmittelung über der nun definierten Ersatzstrukturlänge  $\rho^* = 2,5 \text{ mm}$  durchgeführt.

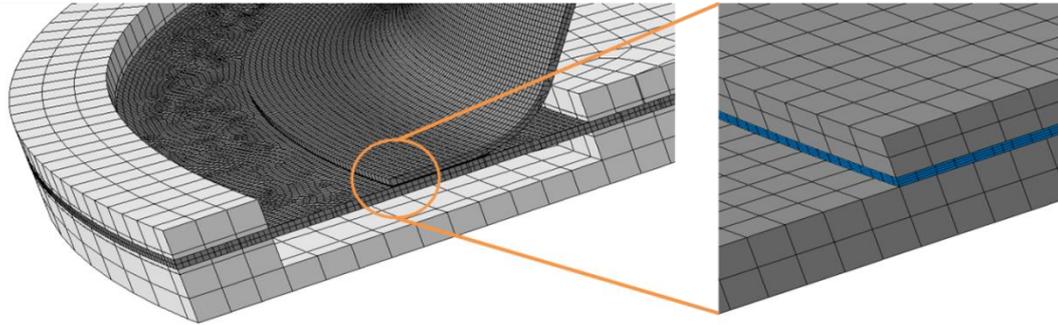


Abbildung 7-14: Modellierung der bauteilähnlichen Probe für Auswertung der Effektivspannungen nach Spannungsmittelungsansatz

Über die Referenzwöhlerlinie kann nun ein Zusammenhang zwischen der in der Klebschicht der bauteilähnlichen Probe berechneten Effektivspannung  $\sigma_{eff}$  und der abgeschätzten Lebensdauer  $N$  hergestellt werden. Ein Vergleich mit den erzielten experimentellen Ergebnissen zeigt, dass mit Hilfe des Spannungsmittelungsansatzes eine gute Abschätzung erreicht werden kann, Abbildung 7-15.

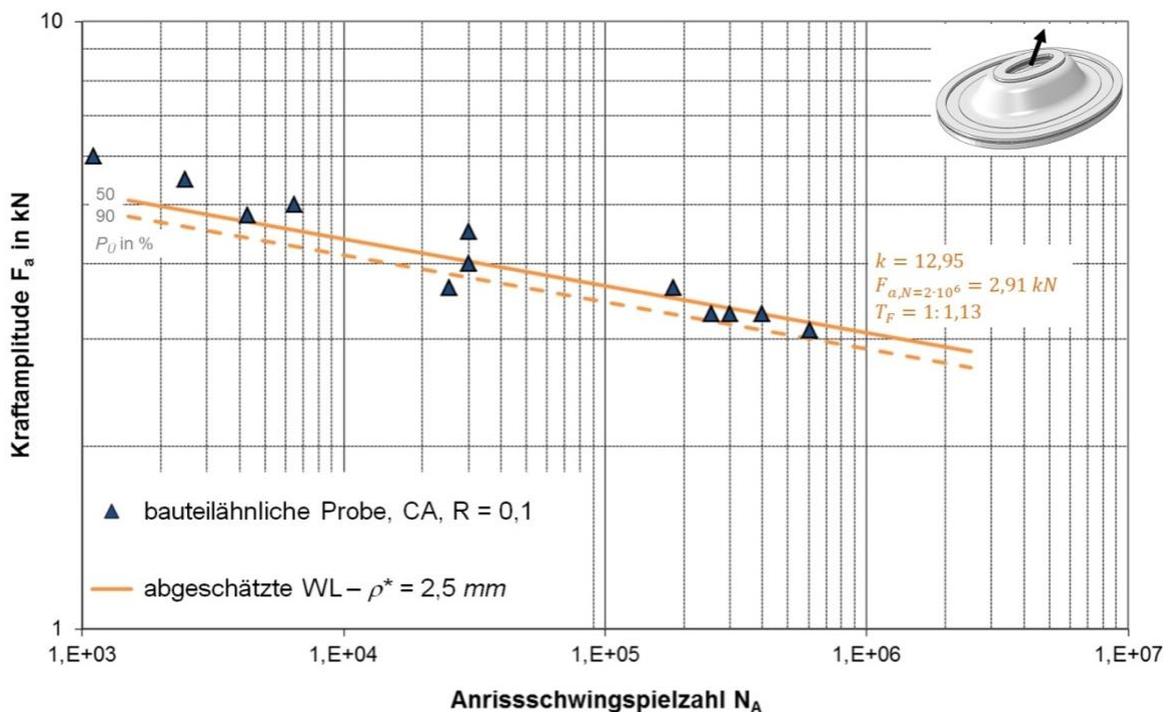


Abbildung 7-15: Auf Basis der Spannungsmittelung abgeschätzte und experimentell ermittelte Lebensdauer der bauteilähnlichen Probe

Abweichungen können auf verschiedene Ursachen zurückgehen. Es wurden linear-elastische Berechnungen durchgeführt. Im Bereich hoher Lasten ist allerdings insbesondere bei zähmodifizierten Klebstoffen auch lokal mit plastischen Verformungen zu rechnen. Darüber hinaus

wurden im Bereich großer (auch rein elastischer) Verformungen auftretende nichtlineare geometrische Effekte vernachlässigt.

Mit der gezeigten rechnerischen Lebensdaueranalyse liegt man bei der betrachteten bauteilähnlichen Probe bis auf eine untersuchte Probe auf der konservativen Seite. Dabei ist zu beachten, dass die Referenzwöhlerlinie mit  $T_\sigma = 1 : 1,13$  eine sehr geringe Streuung aufweist. Bei einer Lebensdauerabschätzung sollte daher in diesem Fall ein geeigneter Sicherheitsfaktor herangezogen werden, um die bei Bauteilen zu erwartenden größeren Streuungen zu berücksichtigen. Die experimentell ermittelte Anrisswöhlerlinie der bauteilähnlichen Probe weist im Vergleich bereits eine erhöhte Streuung von  $T_\sigma = 1 : 1,21$  auf.

### 7.3.2 Effektivspannungen auf Basis des Spannungsabstandsansatzes

Nach dem Spannungsabstandsansatz basierend auf PETERSON / MOORE und ähnlich der „critical distance theory“ nach TAYLOR wurde außerdem der Ansatz einer Punktspannung in einem kritischen Abstand  $a^*$  betrachtet. Hierfür wurde die maximale Hauptspannung auf einem Pfad senkrecht zur Klebnahtlängsrichtung in der Klebschichtmitte, ausgehend vom Ort der größten maximalen Hauptspannung am Klebschichttrand betrachtet (die Richtung  $r$  entspricht dem Pfad  $y$  in Abbildung 7-4).

$$\sigma_{eff} = \sigma_{maxHS}(r = a^*) \quad 7-2$$

Die Auswertungen erfolgten wie in Kapitel 7.3.1 beschrieben anhand der Scher- und Schälzugproben und auf Basis der im Versuch ermittelten Anrisschwingenspielzahlen  $N_A$ . Dabei wurde ein kritischer Abstand  $a^* = 0,9 \text{ mm}$  für den betrachteten Klebstoff identifiziert, Abbildung 7-16. Den Berechnungen lagen Volumenelemente mit quadratischer Ansatzfunktion und reduzierter Integration zu Grunde. Die Elementkantenlängen entsprachen den Angaben für die ausreichend feine Modellierung in Kapitel 7.1.

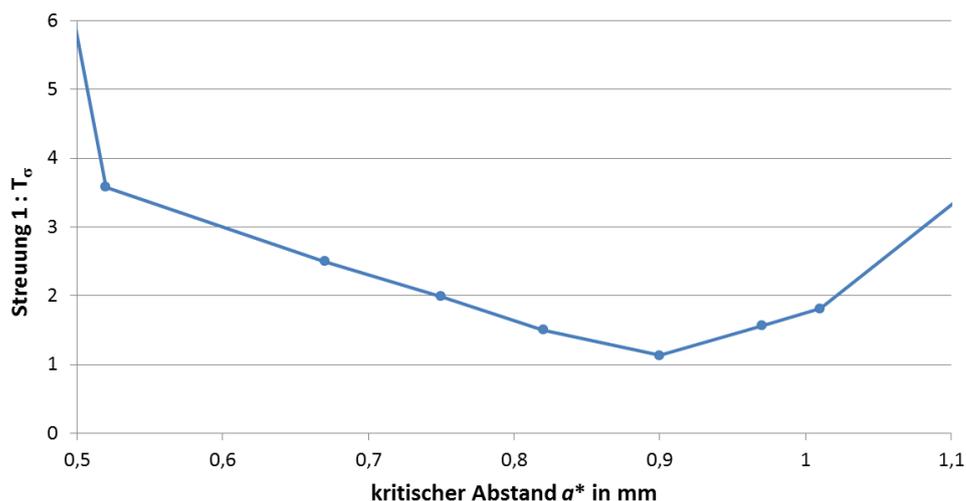


Abbildung 7-16: Identifizierung des kritischen Abstands  $a^*$

Basierend auf den Auswertungen der Effektivspannungen gemäß dem Spannungsabstandsansatz mit dem kritischen Abstand  $a^* = 0,9 \text{ mm}$  kann auf Basis der vorliegenden Daten eine entsprechende Referenzwöhlerlinie mit der Streuung  $T_\sigma = 1 : 1,13$  abgeleitet werden, Abbildung 7-17.

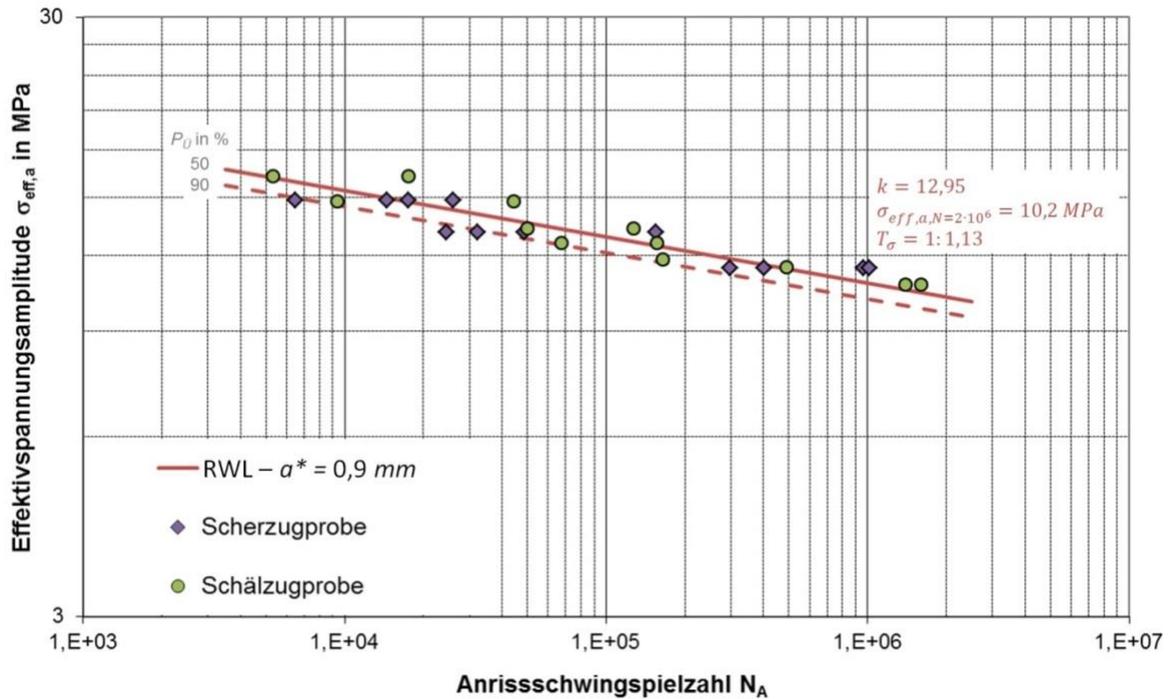


Abbildung 7-17: Referenzwöhlerlinie für Effektivspannungen im kritischen Abstand  $a^* = 0,9 \text{ mm}$

In Kapitel 7.1 wurde gezeigt, dass die Verwendung größerer Elemente mit linearer Ansatzfunktion und reduzierter Integration zu einer guten Übereinstimmung des berechneten Spannungswertes im Zentralknoten des Elements (BARLOW-Punkte, vgl. auch Kapitel 2.4.1) mit dem entsprechenden Wert an dieser Stelle im feinen Modell führt. Daher und um die resultierenden Rechenzeiten deutlich zu reduzieren, wurden die Blechfügeteile der bauteilähnlichen Probe mit Schalenelementen mit linearer Ansatzfunktion und reduzierter Integration modelliert und die Klebschicht mittels einem Element über der Klebschichtdicke und mit einer Elementkantenlänge von  $EKL = 2 \cdot a^* = 1,8 \text{ mm}$  in die übrigen Raumrichtungen abgebildet, Abbildung 7-18. Zu Grunde lagen ebenfalls Elemente mit linearer Ansatzfunktion und reduzierter Integration. Auf diesem Wege kann eine Punktspannung im Zentralknoten des Elements berechnet werden, die der Effektivspannung im kritischen Abstand  $a^*$  entspricht.

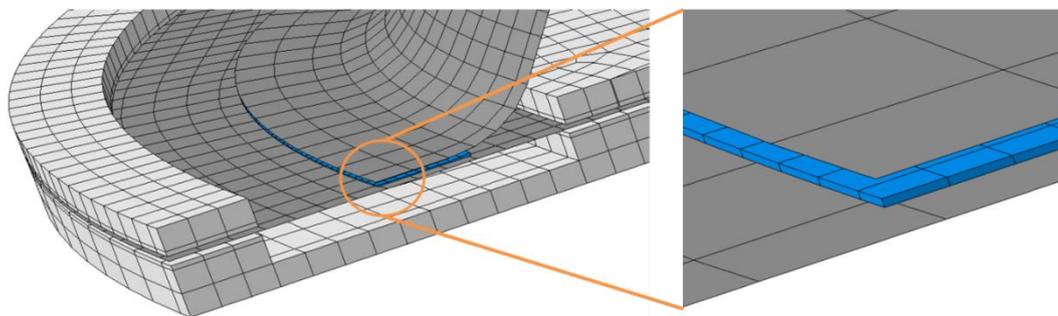


Abbildung 7-18: Modellierung der bauteilähnlichen Probe für Auswertung der Effektivspannungen nach Spannungsabstandsansatz

Über die Referenzwöhlerlinie kann nun ein Zusammenhang zwischen der in der Klebschicht der bauteilähnlichen Probe berechneten Effektivspannung  $\sigma_{eff}$  und der abgeschätzten Lebensdauer  $N$  hergestellt werden. Aus Abbildung 7-19 wird ersichtlich, dass die Genauigkeit der Abschätzung im Vergleich mit der Spannungsmittelung abnimmt.

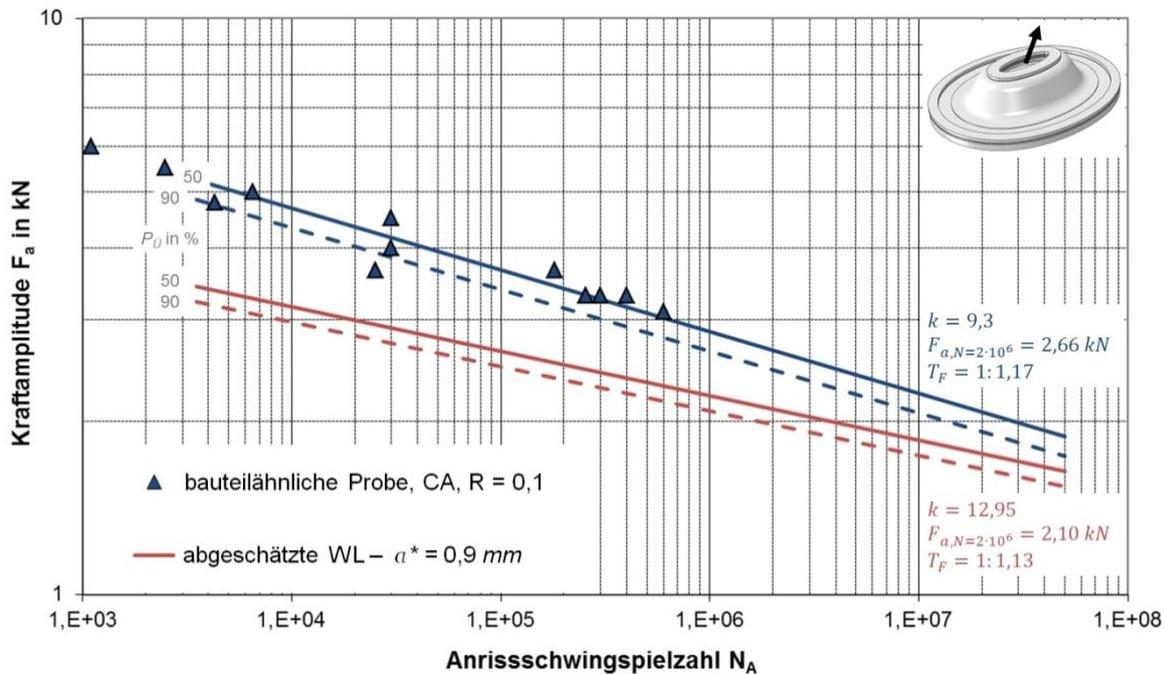


Abbildung 7-19: Auf Basis des kritischen Abstands abgeschätzte und experimentell ermittelte Lebensdauer der bauteilähnlichen Probe

Allerdings liegt die Abschätzung auf der konservativen, also sicheren Seite. Dies kann u.a. mit größeren Vereinfachungen in der FE-Modellierung begründet werden. Im Vergleich zur Spannungsmittelung wird die Klebschicht deutlich gröber vernetzt. Dadurch werden zwar die benötigten Rechenzeiten erheblich reduziert, jedoch können die individuellen Spannungszustände nicht mit gleicher Genauigkeit erfasst werden. Außerdem ist ein Einfluss der Spannungssingularität aufgrund lediglich eines Elements über der Klebschichtdicke nicht gänzlich auszuschließen und im individuellen Fall zu überprüfen.

Die Verwendung der maximalen Hauptspannung als Vergleichsspannung führte bei den untersuchten Probenformen in Verbindung mit den dargestellten Auswertungsmethoden zu guten Ergebnissen. Allerdings kann auf Grund mangelnder geeigneter Daten keine fundierte Aussage darüber getroffen werden, ob diese Vorgehensweise Allgemeingültigkeit besitzt und ob dies insbesondere bei einer Schubbelastung in Nahtlängsrichtung der Fall ist. Bei abweichenden lokalen Beanspruchungsarten kann darüber hinaus die Berücksichtigung des hydrostatischen Spannungszustands, der bekanntermaßen einen Einfluss auf die Klebstofffestigkeit besitzt, erforderlich sein.

#### 7.4 Rechnerische Lebensdaueranalyse unter Belastung mit variablen Amplituden

Auf Basis der im Rahmen dieser Arbeit experimentell ermittelten Wöhlerlinien für die einzelnen Probenformen bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_U = 50\%$  wurden entsprechende lineare Schadensakkumulationsrechnungen nach „PALMGREN-MINER elementar“ durchgeführt, da bei den untersuchten Klebverbindungen kein Abknickpunkt festgestellt werden konnte (für  $N < 1 \cdot 10^7$ ), vgl. Kapitel 2.2.7. Dabei erfolgte die Bewertung der Mittelspannungen auf Basis von Rainflow-Zählungen der Kollektive und, bei abweichenden Lastverhältnissen, auf interpolierten Wöhlerlinien basierend auf den experimentell ermittelten Versuchsergebnissen unter Einstufenbelastung.

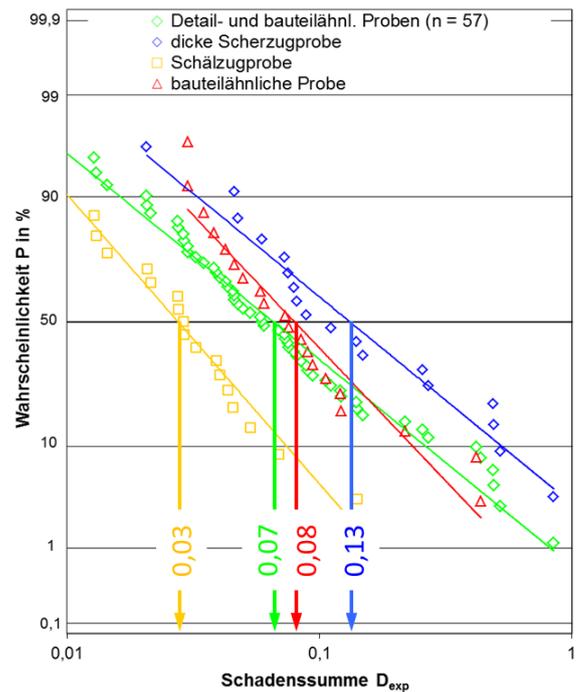
Anhand der auf Basis der theoretischen Schadenssumme  $D_{th} = 1$  berechneten Lebensdauerwerten  $\bar{N}_{rech,D=1}$  und der experimentell im GASSNER-Versuch ermittelten Lebensdauern  $\bar{N}_{exp}$  der jeweiligen Proben lassen sich die beobachteten Schadenssummen

$$D_{exp} = \frac{\bar{N}_{exp}}{\bar{N}_{rech,D=1}} \quad 7-3$$

ermitteln. Die beobachteten Schadenssummen  $D_{exp}$  für eine Auftretenswahrscheinlichkeit von  $P = 50\%$  sind in Tabelle 7-2 zusammengefasst.

Tabelle 7-2: Übersicht der beobachteten Schadenssummen  $D_{exp,P=50\%}$  (Versagenskriterium „Bruch“)

	dicke Scherzugprobe (k = 15)	Schälzugprobe (k = 11)	bauteil-ähnliche Probe (k = 10)
„Gauß“ $L_s = 1e04$	0,14	0,03	0,34
„Gauß“ $L_s = 5e04$	-	0,04	-
„Gauß“ $L_s = 1e05$	0,09	0,03	0,08
„Gauß“ $L_s = 1e06$	0,05	-	0,05
„CARLOS vert.“ mod.	0,18	0,02	0,07
gesamt $D_{exp,50\%} = 0,07$	0,13	0,03	0,08



Insgesamt ergeben sich relativ geringe beobachtete Schadenssummen und eine relative große Streuung der Werte ( $D_{lat,50\%} = 0,07$ ,  $T_D = 1 : 16,4$ ). Ein Grund hierfür sind unter anderem die auftretenden Mittellastschwankungen. Daneben ist dies allerdings auch den relativ flachen Wöhlerlinienverläufen geschuldet. Deutlich wird dies bei der Betrachtung der „Schadenssummen in Lastrichtung“. Dabei werden die experimentell ermittelten Versagensschwingspielzahlen als gegeben angenommen und das Lastniveau  $F_a$  auf Basis der Wöhlerlinie nach der gleichen Vorgehensweise wie bei der beschriebenen Schadensakkumulation bestimmt. Es ergibt sich folglich analog zum Schädigungsbeitrag  $D_i$ :

$$\Delta f_i = \frac{1}{F_{a,i}} \quad 7-4$$

mit  $F_{a,i} = F_a(N_i)$ . Es lässt sich ein Faktor  $f_{exp}$  ähnlich der beobachteten Schadenssumme  $D_{exp}$  definieren:

$$f_{exp} = \frac{\bar{F}_{a,exp}}{\bar{F}_{a,rech,f=1}} \quad 7-5$$

Mit der Lastamplitude  $\bar{F}_{a,exp}$  aus dem Versuch und der auf Basis der Wöhlerlinie und der theoretischen Schadenssumme  $D_{th} = 1$  bzw. bei dem theoretischen Faktor  $f_{th} = 1$  errechneten Lastamplitude  $\bar{F}_{a,rech,f=1}$ . Hier ergeben sich wie erwartet deutlich höhere Faktoren bei einer deutlich geringeren Streuung:  $f_{exp,50\%} = 0,79$ ,  $T_f = 1 : 1,32$ , Abbildung 7-20.

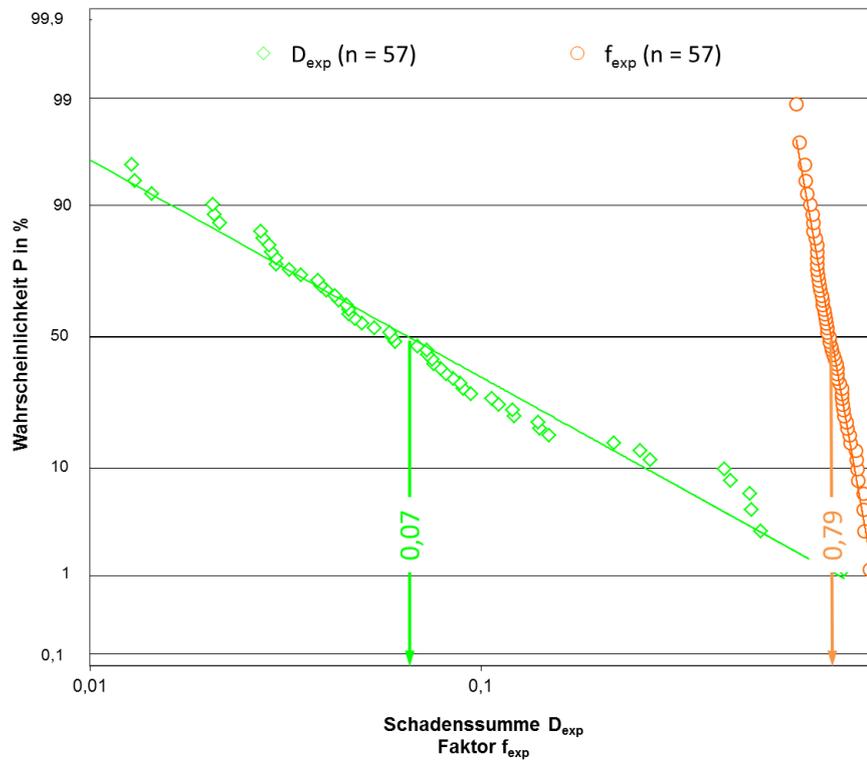
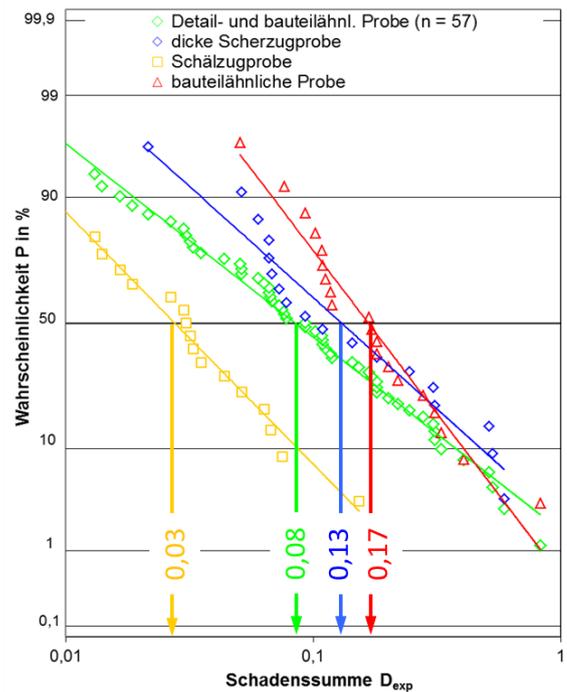


Abbildung 7-20: Beobachtete Schadenssumme  $D_{exp}$  und Faktor  $f_{exp}$  im Vergleich (Versagenskriterium „Bruch“)

Die dargestellten Ergebnisse beziehen sich alle auf die ermittelten Bruchschwingspielzahlen  $N_B$ . Betrachtet man die Schwingspielzahlen bis zum technischen Anriss und führt entsprechende Schadensakkumulationsrechnungen durch, ändern sich die beobachteten Schadenssummen geringfügig. Die größten Unterschiede zeigen sich im Fall der bauteilähnlichen Probe. Hier erhöht sich der Wert der beobachteten Schadenssumme für eine Wahrscheinlichkeit von  $P = 50\%$  von  $D_{exp} = 0,08$  auf  $D_{exp} = 0,17$ , Tabelle 7-3.

Tabelle 7-3: Übersicht der beobachteten Schadenssummen  $D_{exp,P=50\%}$  (Versagenskriterium „technischer Anriss“)

	dicke Scherzugprobe (k = 14)	Schälzugprobe (k = 12)	bauteilähnliche Probe (k = 9)
„Gauß“ $L_S = 1e04$	0,19	0,07	0,33
„Gauß“ $L_S = 5e04$	-	0,03	-
„Gauß“ $L_S = 1e05$	0,09	0,02	0,19
„Gauß“ $L_S = 1e06$	0,06	-	0,19
„CARLOS vert.“ mod.	0,14	0,02	0,11
gesamt $D_{exp,50\%} = 0,08$	0,13	0,03	0,17



Dies ist u.a. in der im Vergleich zur Einstufenbelastung verkürzten Rissfortschrittsphase unter Belastung mit variablen Amplituden und dem hohen Anteil der Rissfortschrittsphase an der Gesamtlebensdauer im Fall der bauteilähnlichen Probe (ca. 80 %) begründet. Für die Gesamtheit der Proben ergibt sich jedoch nur eine geringfügige Erhöhung auf  $D_{exp} = 0,08$ , Abbildung 7-21.

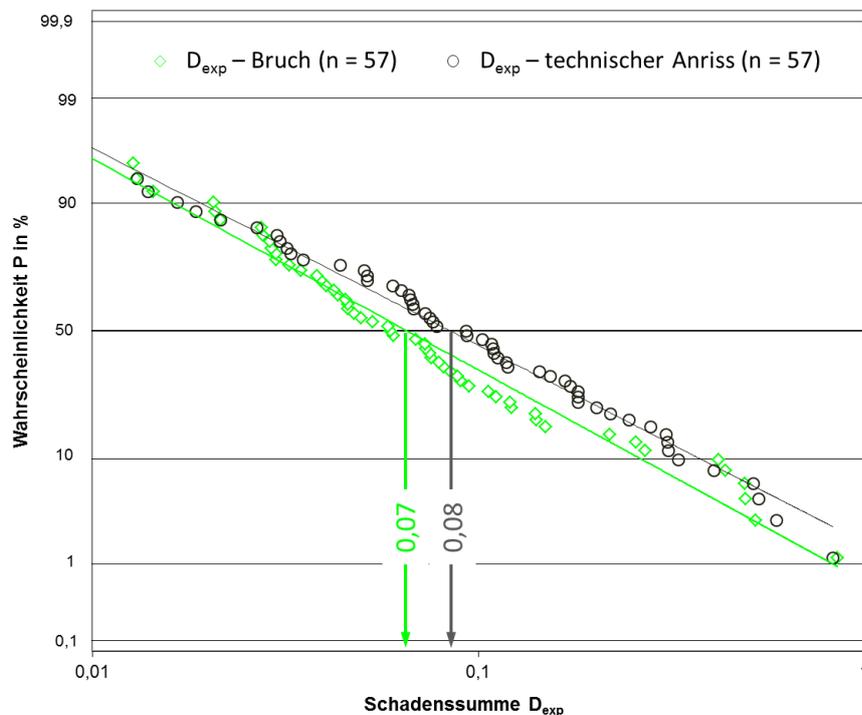


Abbildung 7-21: Beobachtete Schadenssummen  $D_{exp}$  für Anriss und Bruch

Wie in Tabelle 7-2 und Tabelle 7-3 zu erkennen ist, zeigt sich, dass die tatsächlichen Schadenssummen sowohl vom verwendeten Lastkollektiv als auch von der Probenform, also von der Beanspruchungsart, als auch vom gewählten Versagenskriterium abhängig sind. Die entsprechenden Werte für  $D_{exp}$  bei  $P = 50\%$  sind aus den Tabellen ersichtlich. Der Wert für eine Wahrscheinlichkeit von  $P = 50\%$  liegt für alle untersuchten Probenformen mit dem Klebstoff Dow® Betamate™ 1496V bei  $D_{exp} = 0,07$  für das Versagenskriterium „Bruch“ bzw. bei  $D_{exp} = 0,08$  für das Versagenskriterium „technischer Anriss“. Eine Abschätzung der Bruchschwingspielzahl auf Basis der experimentell ermittelten Wöhlerlinien bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_{ij} = 50\%$  führt auf Basis der 50 %-Schadenssumme zu den in Abbildung 7-22 bis Abbildung 7-24 dargestellten Ergebnissen.

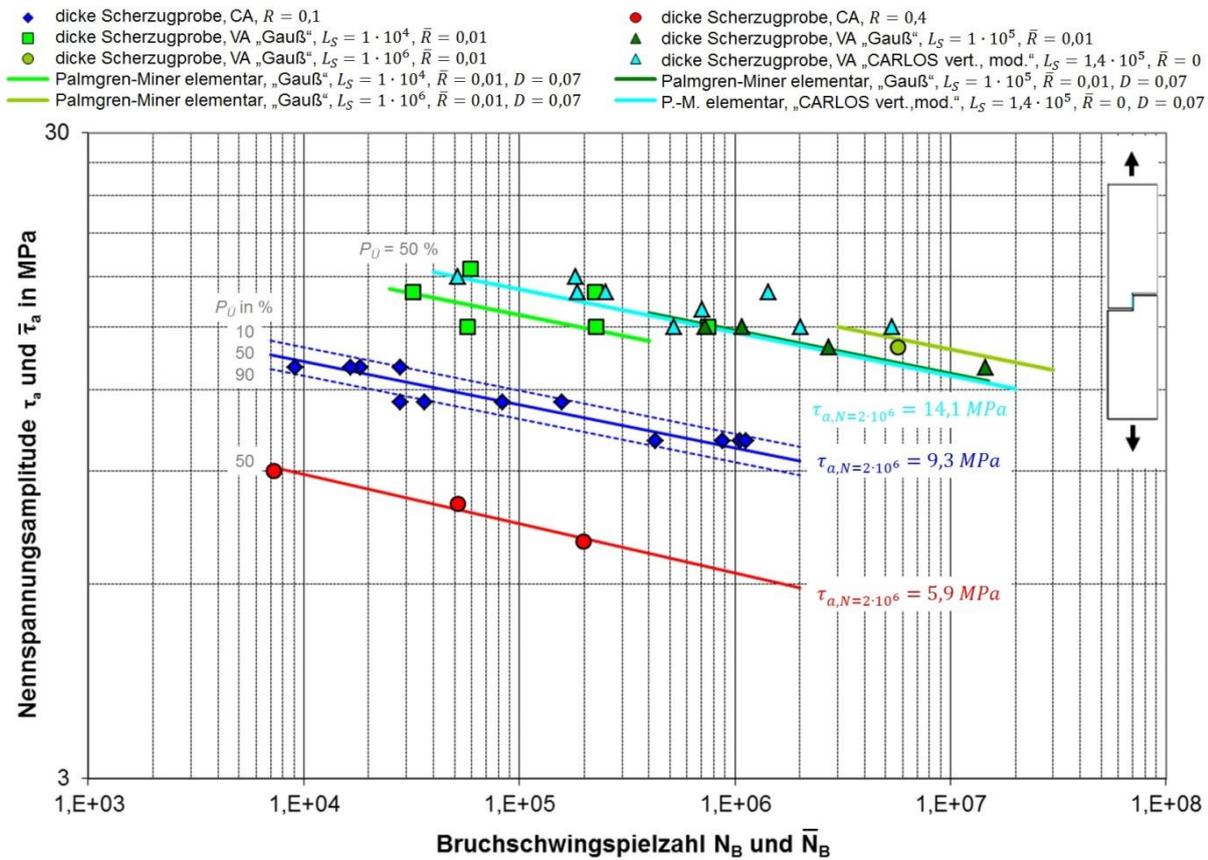


Abbildung 7-22: Berechnete Gaßnerlinien für dicke Scherzugproben mit  $D = 0,07$

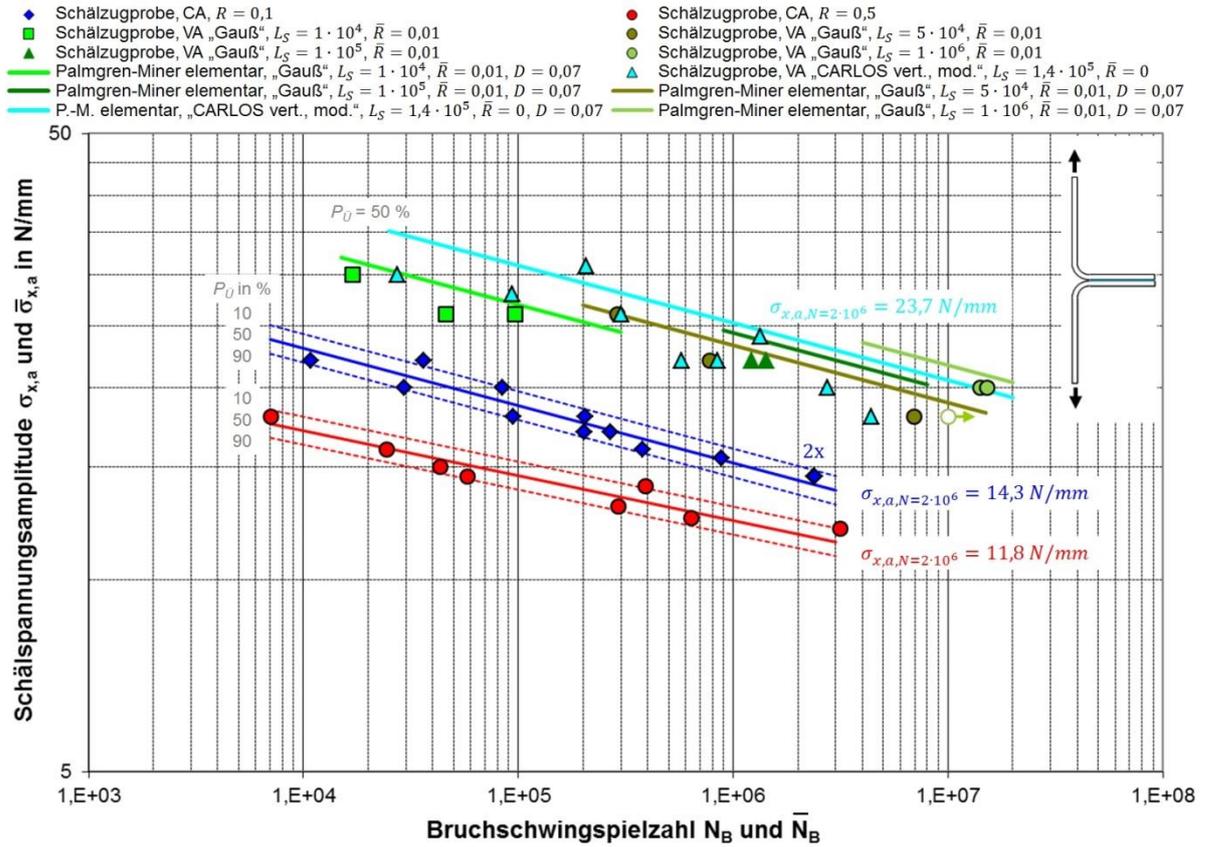


Abbildung 7-23: Berechnete Gaßnerlinien für Schälzugproben mit  $D = 0,07$

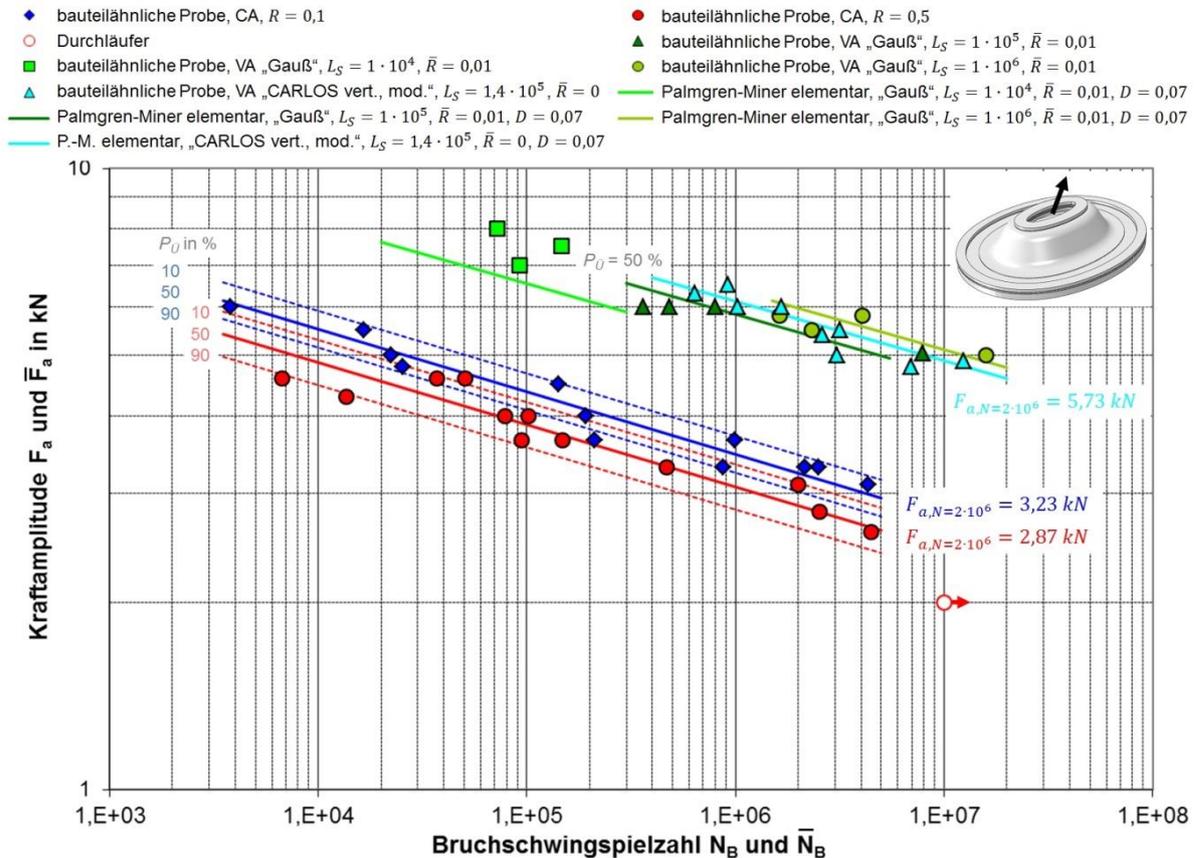


Abbildung 7-24: Berechnete Gaßnerlinien für bauteilähnliche Proben mit  $D = 0,07$

Neben der Zuweisung von Schadenssummen mit 50 % Auftretenswahrscheinlichkeit bietet sich ein Ansatz an, die Schadenssummen in Abhängigkeit des Völligkeitsmaßes  $\nu$  (Formel 2-4) in der Form

$$D = \nu^k \tag{7-6}$$

darzustellen. Dabei ist die Gültigkeit bei Einstufenkollektiven gegeben, da hier

$$D_{real} = D_{th} = \nu^k = 1 \tag{7-7}$$

gilt. In Tabelle 7-4 sind die Werte des Völligkeitsmaßes  $\nu$  für die betrachteten Probenformen und Lastkollektive zusammengefasst.

Tabelle 7-4: Völligkeitsmaße  $\nu$

	dicke Scherzugprobe ( $k = 15$ )	Schälzugprobe ( $k = 11$ )	bauteilähnliche Probe ( $k = 10$ )
„Gauß“ $L_S = 1 \cdot 10^4$	0,60	0,54	0,53
„Gauß“ $L_S = 5 \cdot 10^4$	0,58	0,52	0,51
„Gauß“ $L_S = 1 \cdot 10^5$	0,54	0,48	0,47
„Gauß“ $L_S = 1 \cdot 10^6$	0,50	0,44	0,43
„CARLOS vert., mod.“ $L_S = 1,4 \cdot 10^5$	0,54	0,46	0,45

Die zu Grunde liegenden Kollektivformen sind in Abbildung 7-25 grafisch auf Basis einer Zählung der Klassengrenzenüberschreitungen („level crossing counting“) und der Bereichspaare („range pair counting“) gegenübergestellt, siehe auch Kapitel 6.1.3.

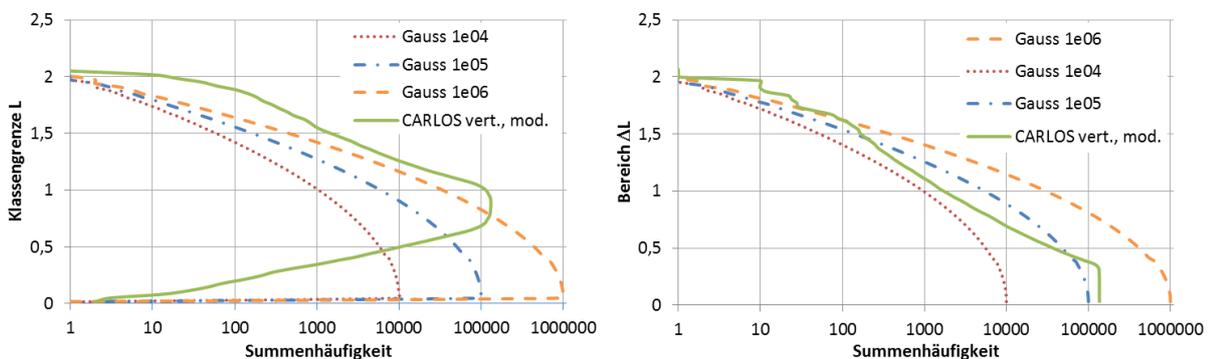


Abbildung 7-25: Unterschiedliche Kollektivformen (links: Klassengrenzenüberschreitungen; rechts: Bereichspaare)

Der Exponent  $\kappa$  ist u.a. abhängig von der Beanspruchungsart (wobei die hier angegebenen Werte lediglich für die betrachteten Probenformen und den betrachteten Klebstoff für das Versagenskriterium Bruch gelten):

- Scherzugbeanspruchung (dicke Scherzugprobe):  $\kappa = 4,3$
- Schälzugbeanspruchung (Schälzugprobe):  $\kappa = 5,0$
- Kombinierte Beanspruchung (bauteilähnliche Probe):  $\kappa = 3,4$

Die Werte wurden mittels Regression auf Basis der Minimierung der Fehlerquadrate und einer anschließenden Rundung ermittelt. Dabei wurden stark abweichende Werte aus der Regression herausgenommen und darauf geachtet, dass diese auf der konservativen Seite liegen, d.h. in Abbildung 7-26 oberhalb der Regressionskurve.

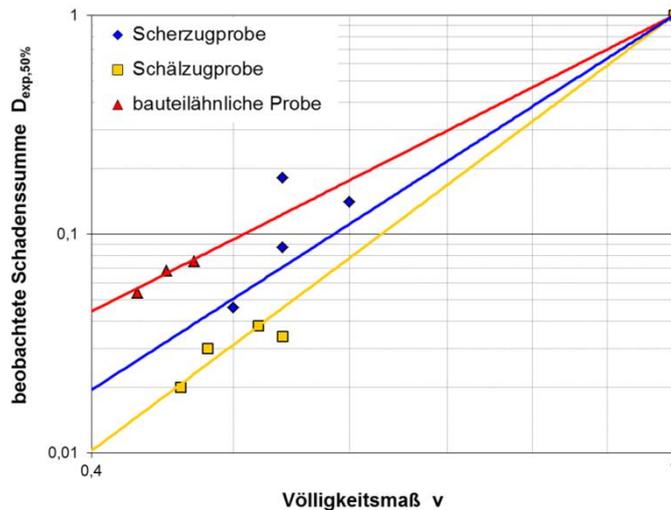


Abbildung 7-26: Ermittlung geeigneter  $\kappa$ -Werte auf Basis des Zusammenhangs zwischen  $D$  und  $\nu$  (doppellogarithmische Darstellung)

Die Ermittlung individuell geeigneter  $\kappa$ -Werte bietet sich an, wenn eine Vielzahl gleichartiger Bauteile mit vergleichbarer Klebnahtbeanspruchung bei unterschiedlichen Belastungen betrachtet werden soll. Im Vergleich zur Wahl einer festgelegten Schadenssumme resultieren aus einer Abschätzung der Bruchschwingspielzahl auf Basis der experimentell ermittelten Wöhlerlinien bei 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit und einer Schadenssumme  $D = \nu^\kappa$  die in Abbildung 7-27 bis Abbildung 7-29 dargestellten Ergebnisse.

- ◆ dicke Scherzugprobe, CA,  $R = 0,1$
- dicke Scherzugprobe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^4$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- dicke Scherzugprobe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^6$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- Palmgren-Miner elementar, „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^4$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,11$
- Palmgren-Miner elementar, „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^6$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,05$
- dicke Scherzugprobe, CA,  $R = 0,4$
- ▲ dicke Scherzugprobe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- ▲ dicke Scherzugprobe, VA „CARLOS vert., mod.“,  $L_S = 1,4 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0$
- Palmgren-Miner elementar, „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,07$
- P.-M. elementar, „CARLOS vert., mod.“,  $L_S = 1,4 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0$ ,  $D = 0,07$

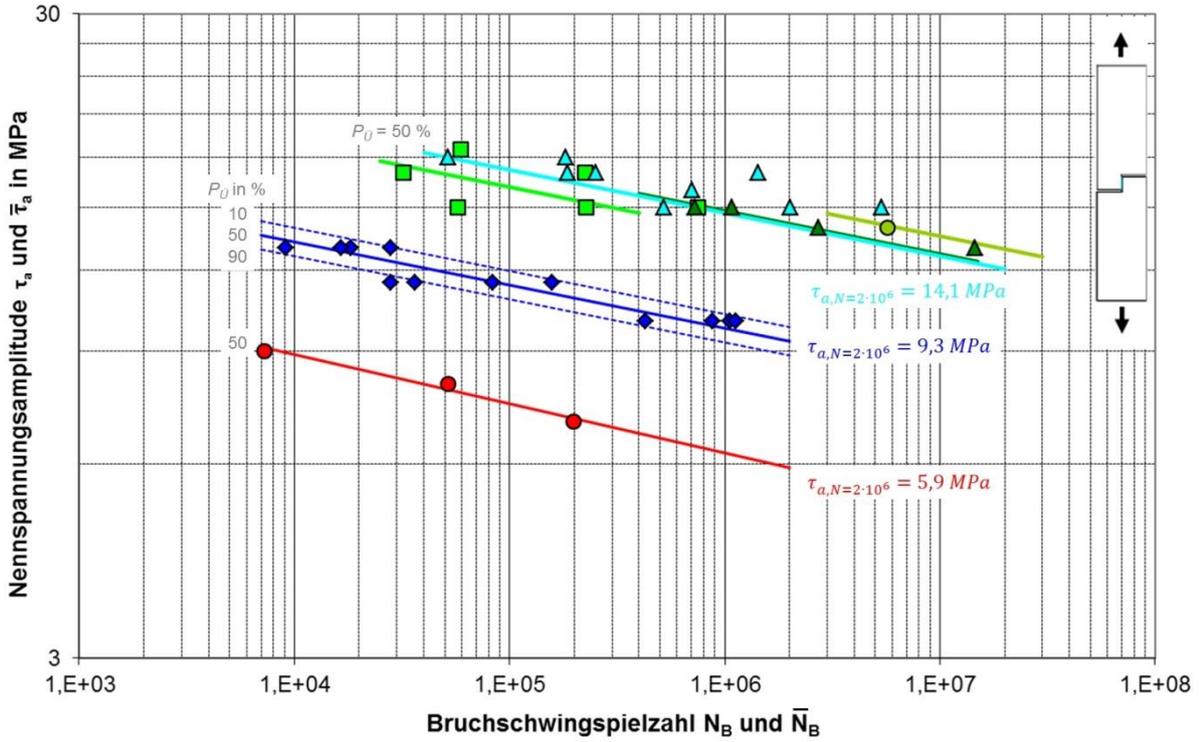


Abbildung 7-27: Berechnete Gaßnerlinien für dicke Scherzugproben mit  $D = \nu^k$  ( $P_U = 50\%$ )

- ◆ Schälzugprobe, CA,  $R = 0,1$
- Schälzugprobe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^4$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- ▲ Schälzugprobe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- Palmgren-Miner elementar, „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^4$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,05$
- Palmgren-Miner elementar, „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,03$
- P.-M. elementar, „CARLOS vert., mod.“,  $L_S = 1,4 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0$ ,  $D = 0,02$
- Schälzugprobe, CA,  $R = 0,5$
- Schälzugprobe, VA „Gauß“,  $L_S = 5 \cdot 10^4$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- Schälzugprobe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^6$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- ▲ Schälzugprobe, VA „CARLOS vert., mod.“,  $L_S = 1,4 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0$
- Palmgren-Miner elementar, „Gauß“,  $L_S = 5 \cdot 10^4$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,04$
- Palmgren-Miner elementar, „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^6$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,02$

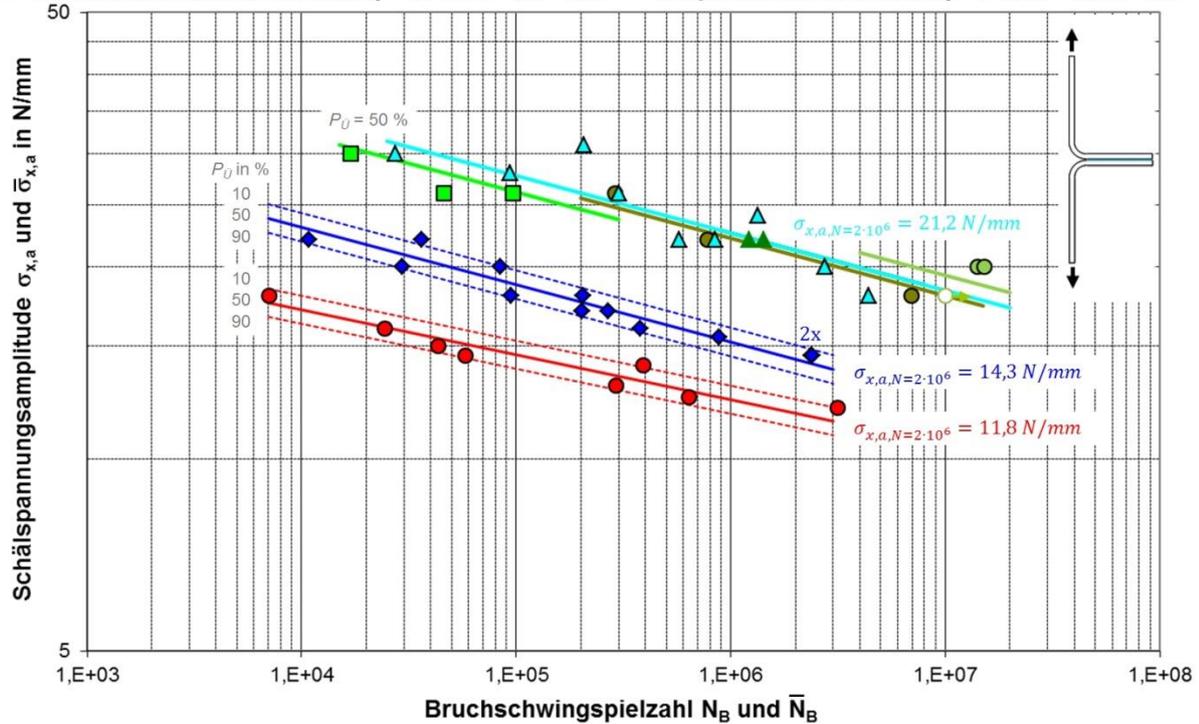


Abbildung 7-28: Berechnete Gaßnerlinien für Schälzugproben mit  $D = \nu^k$  ( $P_U = 50\%$ )

- ◆ bauteilähnliche Probe, CA,  $R = 0,1$
- Durchläufer
- bauteilähnliche Probe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^4$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- ▲ bauteilähnliche Probe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- bauteilähnliche Probe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^6$ ,  $\bar{R} = 0,01$
- ▲ bauteilähnliche Probe, VA „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,12$
- ▲ Palmgren-Miner elementar, „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,08$
- ▲ Palmgren-Miner elementar, „Gauß“,  $L_S = 1 \cdot 10^6$ ,  $\bar{R} = 0,01$ ,  $D = 0,06$
- P-M. elementar, „CARLOS vert., mod.“,  $L_S = 1,4 \cdot 10^5$ ,  $\bar{R} = 0$ ,  $D = 0,07$

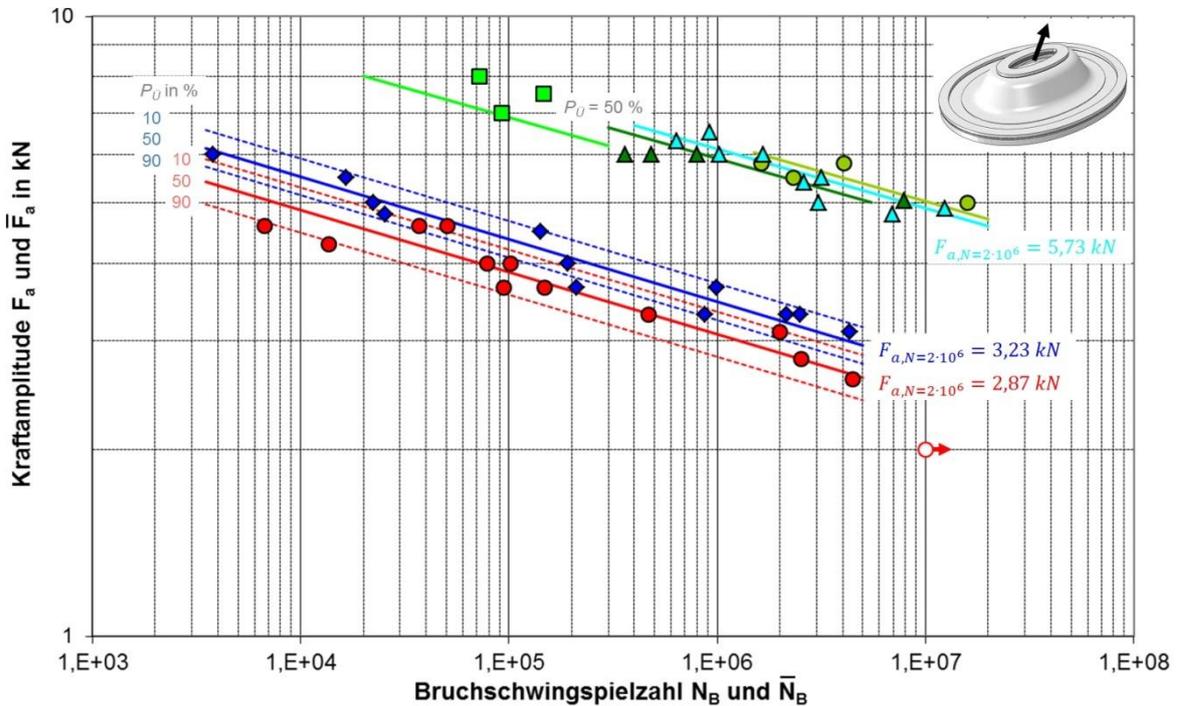


Abbildung 7-29: Berechnete Gaßnerlinien für bauteilähnliche Proben mit  $D = v^k$  ( $P_U = 50 \%$ )

Eine Gegenüberstellung der beiden Varianten ( $D = D_{50\%} = 0,07$  und  $D = v^k$ ) zeigt bei den betrachteten Schälzugproben signifikante Unterschiede. Bei Berechnungen mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_U = 90 \%$  bzw. einer Versagenswahrscheinlichkeit von  $P_V = 10 \%$  liegt ein Großteil der Ergebnisse für die Schälzugproben in Verbindung mit  $D = 0,07$  auf der unsicheren Seite, während die Ergebnisse für  $D = v^k$  überwiegend auf der sicheren Seite liegen, Abbildung 7-30. Es muss jedoch festgehalten werden, dass für eine Bewertung der praktischen Anwendungsmöglichkeit des Ansatzes  $D = v^k$  weitere Versuchsergebnisse erforderlich sind.

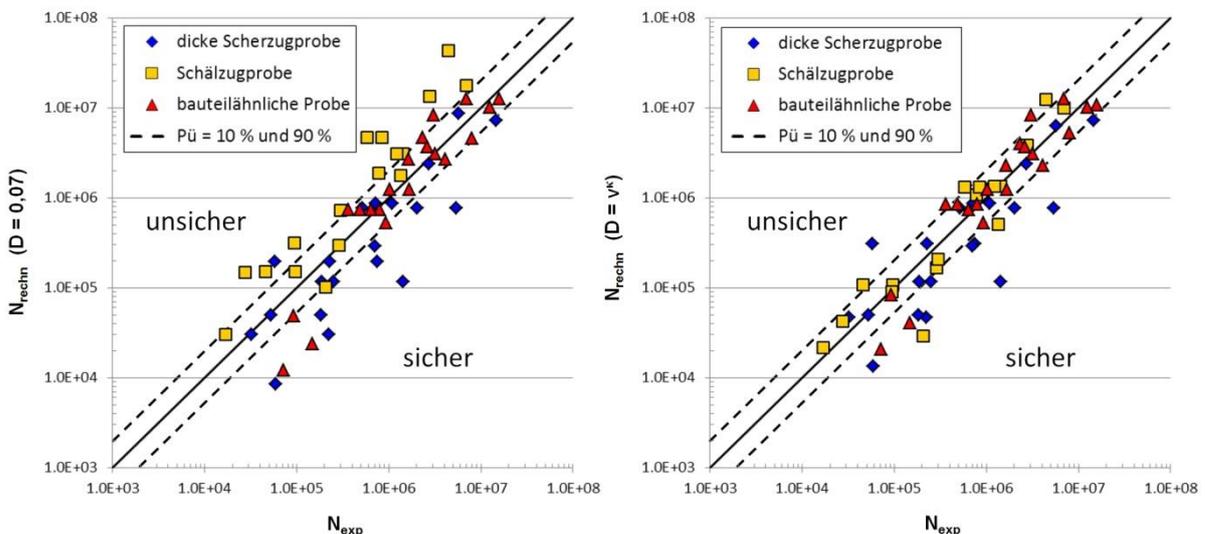


Abbildung 7-30: Unterschiede der Treffsicherheit bei Berechnung mit  $D = 0,07$  (links) und  $D = v^k$  (rechts)

Ähnliche Treffsicherheiten lassen sich bei den untersuchten Probenformen auch anhand von probenspezifischen (lastkollektivunabhängigen) Werten der Schadenssummen erreichen, Abbildung 7-31. Die geringste Streuung der Treffsicherheit, allerdings verbunden mit dem größten Aufwand, wird durch Verwendung von individuellen sowohl proben- als auch lastkollektivspezifischen Schadenssummen erreicht, Abbildung 7-31.

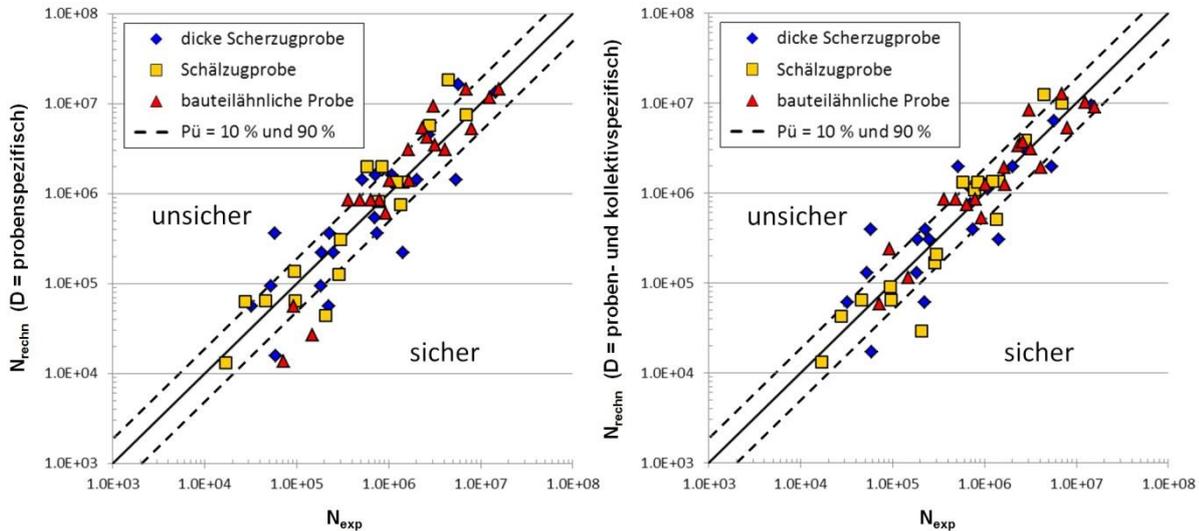


Abbildung 7-31: Treffsicherheit bei Berechnung mit probenspezifischer (links) und sowohl proben- als auch lastkollektivspezifischer Schadenssumme (rechts), vgl. Tabelle 7-2

Ein großer Vorteil der linearen Schadensakkumulation liegt darin, dass sie rechnerisch einfach anwendbar und bereits in vielen Postprozessoren implementiert ist. Bei der hier vorgeschlagenen Vorgehensweise ist neben der Definition geeigneter Basisdaten die Wahl der richtigen Schadenssumme von entscheidender Bedeutung.

Für die bauteilähnliche Probe wurde darüber hinaus eine lineare Schadensakkumulation mit probenspezifischer Schadenssumme auf Basis der in Kapitel 7.3 hergeleiteten Referenzwöhlerlinie durchgeführt. Dabei zeigte sich, dass eine gute Übereinstimmung erreicht werden kann, Abbildung 7-32. Die Ergebnisse liegen im Vergleich zu den Versuchsergebnissen im konservativen Bereich. Aufgrund der unterschiedlichen Neigungen der Wöhlerlinien ist jedoch mit geringerer Konservativität im (nicht geprüften) Bereich sehr hoher Versagensschwingspielzahlen zu rechnen.

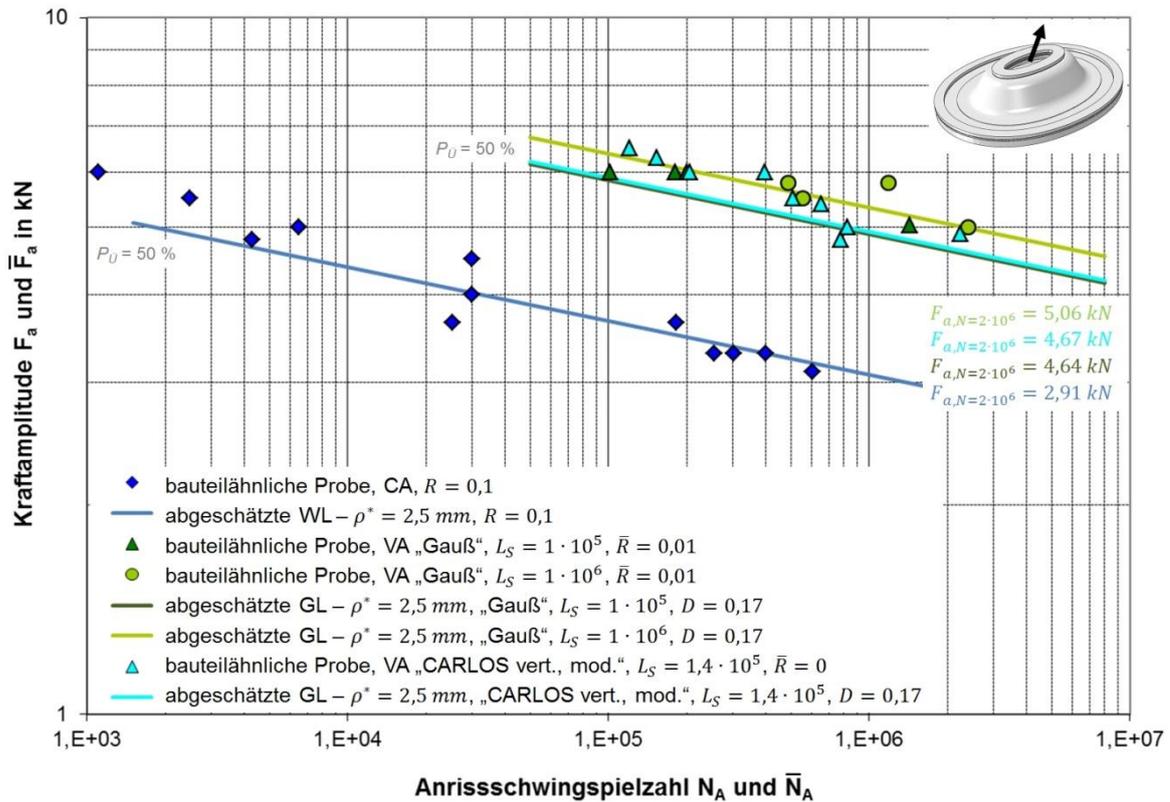


Abbildung 7-32: Auf Basis des Spannungsmittelungsansatzes mit  $\rho^* = 2,5 \text{ mm}$  in Verbindung mit linearer Schadensakkumulation mit  $D = 0,17$  abgeschätzte Gaßnerlinien für bauteilähnliche Probe

## 7.5 Bruchmechanische Abschätzung einer Versagenschwelle

Als Alternative zur Lebensdauerabschätzung mittels der beschriebenen Strukturspannungskonzepte in Verbindung mit anschließender Schadensakkumulation erfolgt die Betrachtung der Energiefreisetzungsrates zur Abschätzung eines so genannten Versagensbereichs bzw. einer Versagenschwelle. Auf experimentellem Wege konnte ein Schwellwert der Energiefreisetzungsrates für Modus I Beanspruchung ermittelt werden, unterhalb dessen ein (messbarer) Rissfortschritt vernachlässigt wird, s. Kapitel 6.5. Dieser Wert für  $G_{I,th}$  kann nun herangezogen werden, um rechnerisch eine Versagenschwelle (eine Art sogenannter „Dauerfestigkeit“) zu bestimmen. Man geht hierbei davon aus, dass es zu keinem Risswachstum, also zu keinem Versagen kommt, wenn  $G_{th}$  während der zyklischen Belastung nicht überschritten wird (vgl. z.B. [Des97]). D.h. aus dem Maximalwert der Last-Zeit-Reihe, im Fall der Belastung mit konstanten Amplituden aus der Oberlast, muss eine Energiefreisetzungsrates resultieren, die kleiner als der ermittelte Schwellwert ist:  $G_{I,max} < G_{I,th}$ . Trifft dies zu, kann von einer Schwingfestigkeit für konstante Belastungsamplituden mit festgelegter Schwingspielzahl, z.B.  $N \leq 1 \cdot 10^7$ , ausgegangen werden. Dies gilt jedoch nur unter den gegebenen Randbedingungen und berücksichtigt u.a. keine Alterung.

### 7.5.1 Berechnung der Energiefreisetzungsrates

Anhand der RDCB-Proben wurden die beiden in Kapitel 2.4.2 erläuterten Berechnungsmethoden verglichen. Neben Berechnungen anhand von zweidimensionalen FE-Modellen

(Abbildung 7-33) wurden 3D-Berechnungen durchgeführt (Abbildung 7-34) und miteinander verglichen. Für die Berechnungen des J-Integrals wurden Elemente mit quadratischer, für die Berechnungen mittels VCCT Elemente mit linearer Ansatzfunktion verwendet. Effekte geometrischer Nichtlinearitäten wurden in beiden Fällen berücksichtigt.

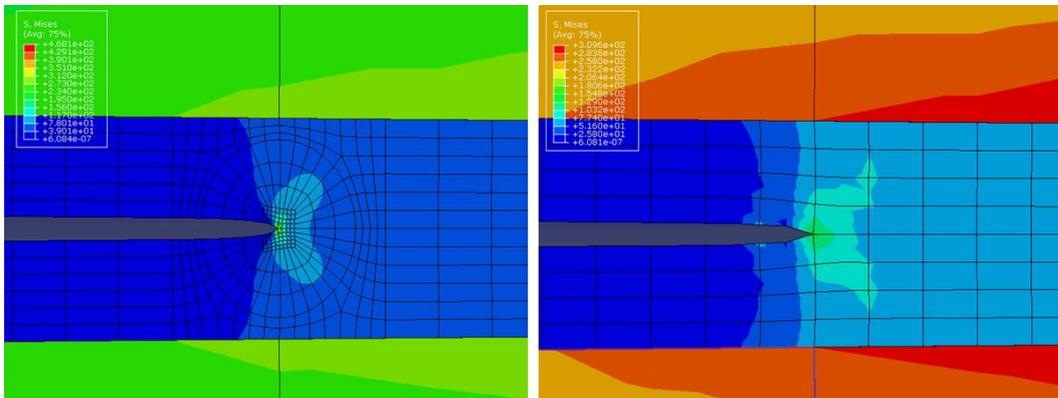


Abbildung 7-33: 2D-Berechnung der Energiefreisetzungsrate mittel J-Integral (links) und VCCT (rechts)

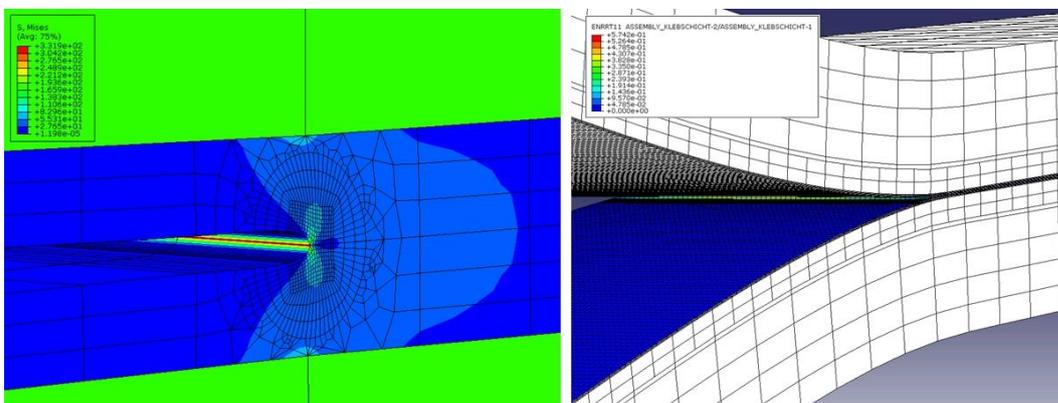


Abbildung 7-34: 3D-Berechnung der Energiefreisetzungsrate mittel J-Integral (links) und VCCT (rechts)

Es zeigte sich, dass beide Methoden (J-Integral-Berechnung und VCCT) in dem betrachteten Fall zu nahezu identischen Ergebnissen führen, Abbildung 7-35. Der große Vorteil der VCCT ist dabei, dass eine deutlich gröbere Elementierung zulässig und somit kürzere Rechenzeiten möglich sind.

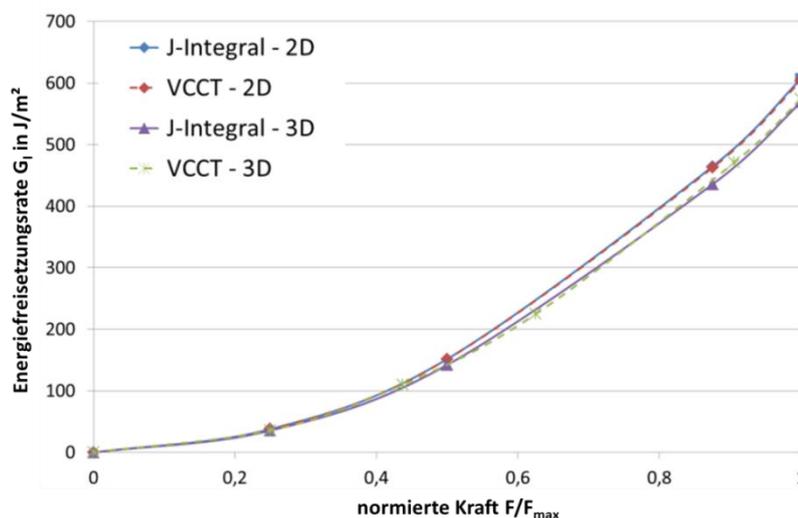


Abbildung 7-35: Vergleich unterschiedlicher Berechnungsmethoden der Energiefreisetzungsrate

Die Abweichungen zwischen den 2D- und 3D-Berechnungen sind sehr gering. Die 3D-Berechnung bietet jedoch gegenüber der zweidimensionalen Betrachtung den Vorteil, den Verlauf der Energiefreisetzungsrate beurteilen und das Beanspruchungsmaximum lokalisieren zu können, Abbildung 7-36.

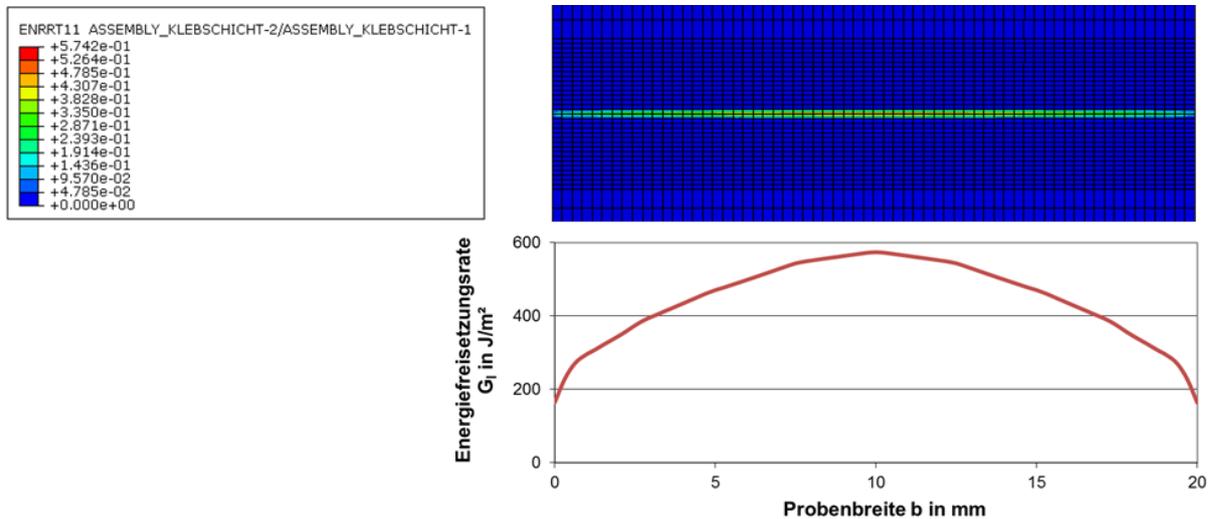


Abbildung 7-36: Verlauf der Energiefreisetzungsrate  $G_I$  über die Probenbreite  $b$

Da zur Berechnung der Energiefreisetzungsrate mittels VCCT ausreichende Genauigkeiten mit einem im Vergleich zur J-Integral-Berechnung größeren FE-Netz erreicht werden können, beschränken sich die folgenden Berechnungen auf diese Methode (VCCT).

## 7.5.2 Abschätzung einer Versagenschwelle

Da experimentell der Schwellwert der Energiefreisetzungsrate lediglich für Mode I ermittelt wurde, erfolgt die Abschätzung der Lebensdauer für die Schälzugprobe und die bauteilähnliche Probe. Die Schälzugprobe weist größtenteils eine Mode I - Beanspruchung in der Klebschicht auf und auch bei der bauteilähnlichen Probe ist eine Mode I - Beanspruchung maßgeblich am Versagen beteiligt. Bei der untersuchten dicken Scherzugprobe tritt dagegen überwiegend Mode II - Beanspruchung auf. Daher wurde diese Probenform nicht für die bruchmechanischen Betrachtungen herangezogen.

Für alle im Folgenden ausgewerteten Berechnungen der Energiefreisetzungsrate wurden Elemente mit linearer Ansatzfunktion in Verbindung mit reduzierter Integration angewendet. Dabei wurden nichtlineare Geometrieeffekte berücksichtigt. Im Bereich der Bleche wurde eine Elementierung mit zwei Elementen über der Blechdicke gewählt. Die Klebschicht wurde mit zwei Elementen über der Klebschichtdicke in Verbindung mit der Klebschichtdicke entsprechenden Elementkantenlängen in den zwei weiteren Raumrichtungen modelliert. Diese Elementierung der Klebschicht erwies sich im Rahmen der Berechnung mit RDCB-Proben als ausreichend genau.

Ein Nachteil der Betrachtung der Energiefreisetzungsrate zur Lebensdaueranalyse stellt die Notwendigkeit der Modellierung eines Anfangsrisses dar. Es muss also zumindest der potenzielle Anrissort a priori bekannt sein. Bei den durchgeführten Berechnungen wurden vereinfachte elliptische Rissberandungen modelliert, Abbildung 7-37

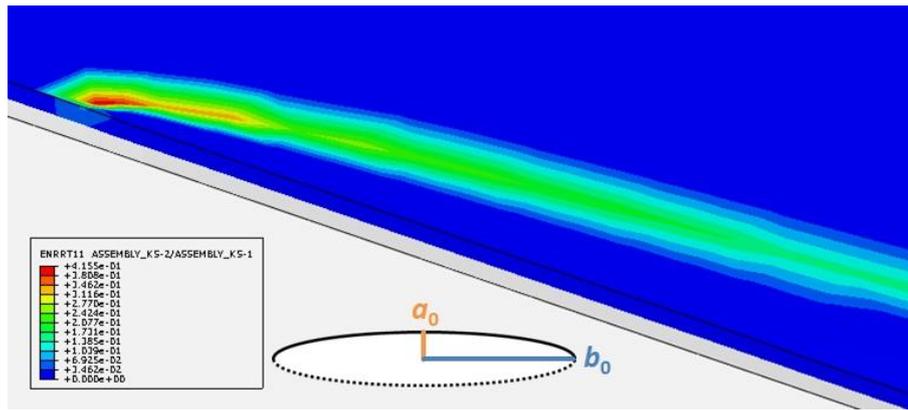


Abbildung 7-37: Halbellipsenförmig modellierter Anfangsriss mit Geometrieparametern  $a_0$  und  $b_0$

Von der Relation nach GRIFFITH kann eine Abhängigkeit der Anfangsrissgröße  $a_0$  von E-Modul  $E$ , kritischer Energiefreisetzungsrate  $G_c$  und der Bruchspannung  $\sigma_f$  abgeleitet werden [Had03]:

$$a_0 = \frac{E \cdot G_c}{\pi \cdot \sigma_f^2} = \frac{1500 \text{ MPa} \cdot 1950 \frac{\text{J}}{\text{m}^2}}{\pi \cdot (35 \text{ MPa})^2} = 0,76 \text{ mm} \quad 7-8$$

Allerdings gilt dieser Zusammenhang lediglich für spröde Werkstoffe (ursprünglich für Keramik). Der so ermittelte Wert wurde daher als obere Grenze der Betrachtungen herangezogen. Die modellierte Anfangsrissgröße wurde im Bereich  $0 \text{ mm} < a_0 \leq 0,75 \text{ mm}$  am Beispiel der Schälzugprobe variiert, Abbildung 7-38.

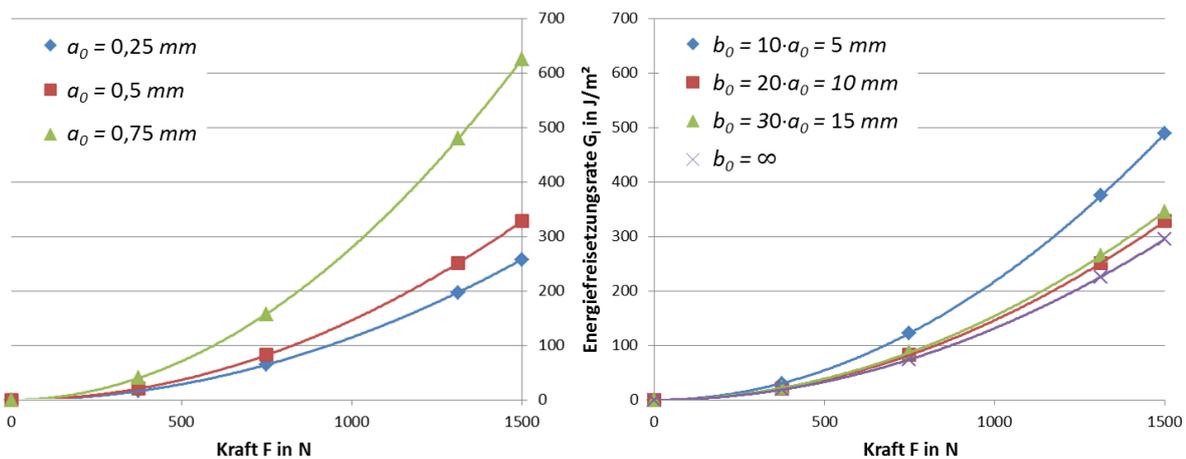


Abbildung 7-38: Vergleich unterschiedlicher Anfangsrissgrößen am Beispiel der Schälzugprobe

Als sinnvolle Wahl wurde eine Risttiefe von  $a_0 = 0,5 \text{ mm}$  und eine Rissbreite von  $b_0 = 10 \text{ mm}$  erachtet. Diese Anfangsrissgeometrie liegt den im Folgenden gezeigten Berechnungsergebnissen zu Grunde. Zum geringsten Modellierungsaufwand bei vergleichbaren Berechnungsergebnissen würde die Wahl einer „unendlichen“ Rissbreite führen. Dies würde einem über die gesamte Probenbreite modellierten Anfangsriss mit geradliniger Rissfront im Fall der Schälzugprobe entsprechen.

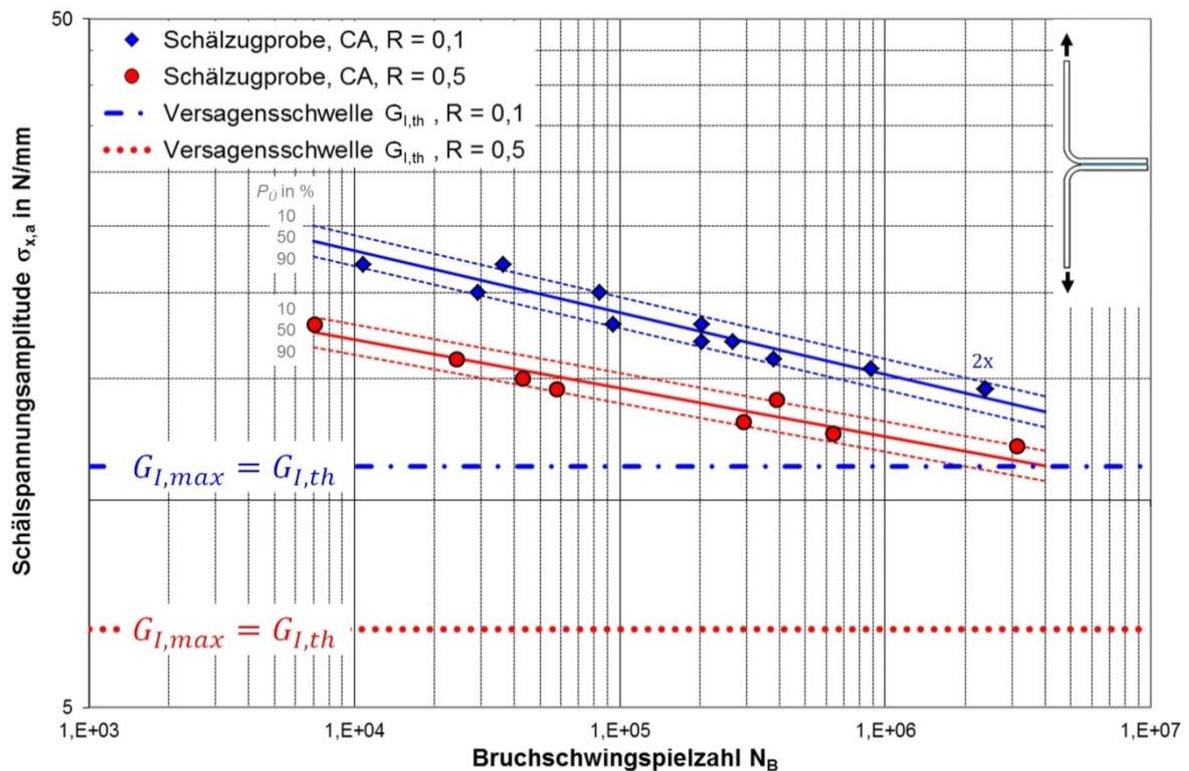


Abbildung 7-39: Mittels EFR abgeschätzte Versagensschwelle für Schälzugprobe

Auf diesem Wege lässt sich eine Versagensschwelle für die Schälzugprobe bei einem Lastverhältnis von  $R = 0,1$  für Versagensschwingspielzahlen im Bereich von  $N \approx 1 \cdot 10^7$  ausreichend genau festlegen, Abbildung 7-39. Für das Lastverhältnis  $R = 0,5$  liegt die ermittelte Schwelle deutlich auf der konservativen Seite.

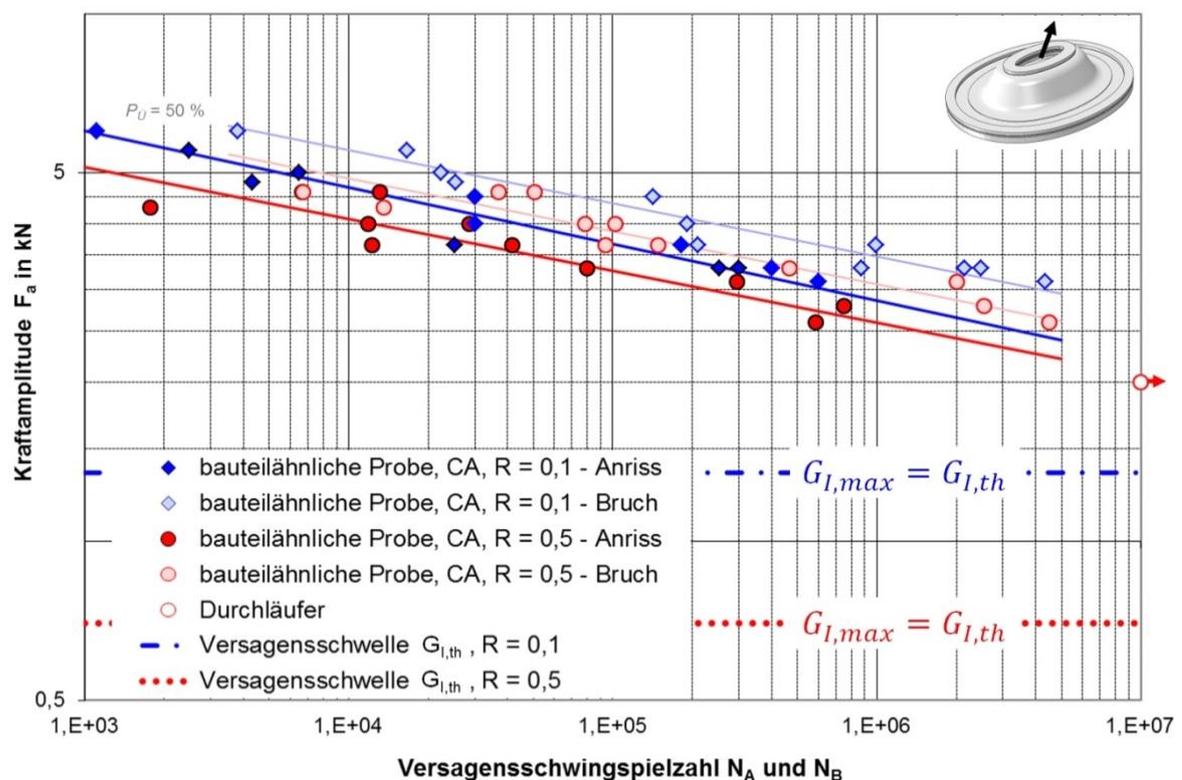


Abbildung 7-40: Mittels EFR abgeschätzte Versagensschwelle für bauteilähnliche Probe

---

Bei der Berechnung der Energiefreisetzungsrate für die bauteilähnliche Probe ergeben sich sowohl für  $R = 0,1$  als auch in noch stärkerem Maße für  $R = 0,5$  konservative Werte.

Da hier die Rissfortschrittsphase einen bedeutenden Teil der Gesamtlebensdauer einnimmt, muss als Bezug zur Betrachtung des Grenzwertes der Energiefreisetzungsrate die Anrisswöhlerlinie herangezogen werden, Abbildung 7-40. Dabei zeigt sich eine ausreichende Genauigkeit für das Lastverhältnis  $R = 0,1$  für Versagensschwingspielzahlen im Bereich von  $N \approx 1 \cdot 10^7$ . Für  $R = 0,5$  ist das Ergebnis wiederum deutlich konservativ.

Allerdings muss berücksichtigt werden, dass der Schwellwert der Energiefreisetzungsrate  $G_{l,th}$  bei einem Lastverhältnis von  $R = 0$  ermittelt wurde. Eventuelle Mittelspannungsabhängigkeiten dieses Schwellwertes sind somit bisher unberücksichtigt. Abhilfe schafft die Umrechnung der Belastung für  $R = 0,5$  auf  $R = 0,1$  mit anschließender Betrachtung des ermittelten Schwellwertes  $G_{l,th}$ .

---

## 8 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Der Inhalt dieser Arbeit ist eine anwendungsorientierte Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden. Hierfür wurden zunächst Voruntersuchungen mit geschweißten Feinblechverbindungen durchgeführt. Dabei wurden die Versagenskriterien „technischer Anriss“ und „Bruch“ bzw. „40 % Steifigkeitsabfall“ für den Fall, dass ein „Bruch“ nicht eindeutig definierbar ist, als für die Bewertung der Schwingfestigkeitseigenschaften einer Feinblech-Fügeverbindung geeignet herausgestellt. Zur versuchsbegleitenden Anrissdetektion können eine beschleunigte Änderung der Dehnungsamplitude basierend auf lokal applizierten Dehnungsmessstreifen (DMS), eine Phasenverschiebung bzw. eine Spannungsumlagerung im Rahmen einer thermoelastischen Spannungsanalyse (TSA) und der beschleunigte Abfall der zyklischen Steifigkeit herangezogen werden. Für eine einheitliche Auswertung des Kriteriums „beschleunigter Steifigkeitsabfall“ wurde eine entsprechende MATLAB-Routine erstellt.

Basierend auf den Erkenntnissen aus den Voruntersuchungen wurde eine speziell auf die Bedürfnisse von Schwingfestigkeitsanalysen struktureller Klebverbindungen ausgerichtete bauteilähnliche Probe entworfen. Diese sogenannte „Teller-Probe“ besteht aus einem tiefgezogenem Blech-Teller und einem ebenen Blech als zweitem Fügepartner. Sie weist unter anderem eine durchgehende Klebnaht ohne Nahtanfang und -ende und die Möglichkeit der Aufbringung einer kombinierten Schäl- und Scherbeanspruchung in der Klebschicht auf. Bei der Probenentwicklung wurde unter anderem berücksichtigt, dass alle drei oben genannten Methoden zur Anrissdetektion anwendbar sind.

Anhand von zwei unterschiedlichen Detailproben, welche die Betrachtung der beiden Beanspruchungsarten Schäl- und Scherzug nahezu getrennt ermöglichen, wurden die Schwingfestigkeitseigenschaften unter Belastung mit konstanten und variablen Amplituden untersucht. Außerdem wurde die neu entwickelte bauteilähnliche Teller-Probe in die Untersuchungen einbezogen, um die Übertragbarkeit an Detailproben gewonnener Erkenntnisse auf Bauteile beurteilen zu können. Stahlblechverbindungen mit einem einkomponentigen, heiß härtenden, zähmodifizierten Epoxidharz-Klebstoff waren Gegenstand der Untersuchungen. Für die Schwingfestigkeitsversuche unter Belastung mit variablen Amplituden wurden unterschiedliche Lastkollektive verwendet: Zum einen synthetisch erzeugte Kollektive mit nahezu Gaußverteilter Klassengrenzenüberschreitungshäufigkeit mit unterschiedlichen Teilfolgenumfängen und zum anderen ein auf realen Messungen basierendes sogenanntes CARLOS-Kollektiv, das dahingehend modifiziert wurde, dass keine Druckbelastungen auftraten (lokale Druckbeanspruchungen werden dadurch nicht ausgeschlossen).

Anhand von auf- und absteigend sortierten Last-Zeit-Reihen wurden etwaige Reihenfolgeeffekte untersucht. Es zeigte sich bei den betrachteten Probenformen und dem untersuchten Klebstoff die Tendenz, dass ein durchmischtes Kollektiv die größte und ein absteigend sortiertes Kollektiv die geringste Schädigungswirkung birgt. Für die praktische Anwendung sollte daher ein reales oder durchmischtes Lastkollektiv Verwendung finden.

Neben den Schwingfestigkeitsversuchen mit den genannten Probenformen wurde zudem anhand von sogenannten RDCB-Proben (Reinforced Double Cantilever Beam) die zyklische Energiefreisetzungsrate für Mode I bestimmt. Dabei traten relativ große Streuungen der Messergebnisse auf, sodass von der Definition eines Rissfortschrittsgesetzes Abstand genommen wurde. Auf Basis der ermittelten Daten wurde stattdessen ein sogenannter Schwellwert der

---

zyklischen Energiefreisetzungsrates unter Mode I  $G_{l,th}$  ermittelt, unterhalb dessen kein (messbares) Wachstum langer Risse angenommen wird.

Zur rechnerischen Lebensdaueranalyse schwingend belasteter Strukturverklebungen unter Einstufenbelastung bei kohäsivem Versagen wurde ein Strukturspannungskonzept angewendet. Dabei wird der Einfluss der umgebenden Struktur auf den lokalen Beanspruchungsstatus in der Klebschicht erfasst. Größeneinflüsse bzw. Stützeffekte, also auch Einflüsse des Spannungsverlaufs in der Klebschicht müssen dabei entsprechend Berücksichtigung finden. Auf Basis von entsprechenden, linear-elastisch berechneten Effektivspannungen konnte die Lebensdauer mit ausreichend guter Genauigkeit abgeschätzt werden. Mit der Betrachtung über einer identifizierten Ersatzstrukturlänge  $\rho^*$  gemittelter Spannungen in der Mittelebene der Klebschicht konnten, bei höherem Rechenaufwand, genauere Ergebnisse erzielt werden als bei einer vereinfachten Vorgehensweise auf Basis einer Punktspannung im identifizierten kritischen Abstand  $a^*$ .

Zur rechnerischen Lebensdaueranalyse struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden wurden lineare Schadensakkumulationen durchgeführt und entsprechende Schadenssummen bestimmt. Da kein Abknickpunkt der Wöhlerlinien festgestellt werden konnte ( $N \leq 1 \cdot 10^7$ ), wurde die PALMGREN-MINER-Regel in der sogenannten elementaren Form angewendet. Wechselnde Mittelspannungen wurden über Rainflow-Zählungen der Lastkollektive und Interpolation der Schwingfestigkeitskennwerte, die unter Einstufenbelastung mit unterschiedlichen Lastverhältnissen ermittelt wurden, berücksichtigt. Dabei zeigten sich im Vergleich zu metallischen Werkstoffen oder Schweißverbindungen relativ niedrige beobachtete Schadenssummen im Bereich von  $D_{exp} \approx 0,1$ . Dies ist unter anderem den auftretenden Mittellastschwankungen und auch den relativ flachen Wöhlerlinienverläufen bei den untersuchten Klebverbindungen geschuldet. Eine Betrachtung in Lasttrichtung zeigt beispielsweise Faktoren  $f_{exp} = L_{a,exp} : L_{a,rech,D=1}$ , die mit denen bei Linienschweißnähten vergleichbar sind ( $f_{exp} \approx 0,8$ ). Trotz der geringen Schadenssummen ergibt sich bei Berücksichtigung variabler Amplitudenbelastung im Vergleich zur konservativen Auslegung nach maximal auftretender Schwingweite ein nicht zu vernachlässigendes Leichtbaupotential. Im Fall der untersuchten Probenformen und Belastungen können beispielsweise bei konstanter Versagensschwingspielzahl unter Belastung mit variablen Amplituden Maximalbelastungen ertragen werden, die ungefähr 75 % über einer konstant auftretenden Amplitude liegen.

Zur Abschätzung einer Versagenschwelle bzw. der sogenannten „Dauerfestigkeit“ (wobei im Falle der betrachteten Klebverbindungen, wie bereits erwähnt, kein Abknickpunkt der Wöhlerlinie beobachtet werden konnte ( $N \leq 1 \cdot 10^7$ ); bei sehr hohen Schwingspielzahlen kann bedingt durch Alterung, Feuchtigkeitsaufnahme etc. sogar eine sehr starke Degradation erfolgen) wurden zudem Berechnungen der Energiefreisetzungsrates auf Basis der VCCT (Virtual Crack Closure Technique) durchgeführt und dem experimentell ermittelten Schwellwert der zyklischen Energiefreisetzungsrates  $G_{l,th}$  gegenübergestellt. Damit konnten zum Teil stark konservative Abschätzungen für ertragbare Schwingspielzahlen im Bereich von  $2 \cdot 10^6 < N < 1 \cdot 10^7$  erzielt werden. Dabei wurde der Maximalwert anstelle der Schwingweite oder Amplitude der Energiefreisetzungsrates zur Bewertung unterschiedlicher Lastverhältnisse herangezogen. Eine etwaige Mittelspannungsabhängigkeit der Energiefreisetzungsrates wurde dabei außer Acht gelassen (die experimentelle Ermittlung des Schwellwertes erfolgte bei  $R = 0$ ). Da jedoch kein Abknickpunkt festgestellt werden konnte, ist dieses Erkenntnis von begrenzter Aussagefähigkeit, was den Wert einer geeigneten Schadensakkumulation unterstreicht.

---

Eine Einbeziehung der Energiefreisetzungsrate unter Mode II und Mixed Mode Beanspruchung und eine differenziertere Betrachtung der Rissinitiierungs- und Rissfortschrittsphase ist nötig, um die Lebensdaueranalyse auf Basis der Bruchmechanik sinnvoll auf Bauteile anwenden zu können. Die Betrachtung weiterer Klebstoffe mit abweichender Grundchemie ist zudem zu untersuchen, um Aussagen über den Gültigkeitsbereich der Ergebnisse treffen zu können. Die Verbesserung der rechnerischen Lebensdaueranalyse geklebter Strukturen wird weiterhin mit großem Interesse verfolgt. Dabei stehen auch die Berücksichtigung des Einflusses des hydrostatischen Spannungszustands und die Wahl einer allgemeingültigen Vergleichsspannung im Fokus. Ein weiteres offenes Forschungsfeld ist das Verhalten und die Bewertung struktureller Klebverbindungen unter nicht-proportionaler mehraxialer Belastung mit lokal wechselnden Hauptspannungsrichtungen. Hierfür gilt es, eine geeignete, das Werkstoffverhalten berücksichtigende Versagenshypothese aufzustellen. Wichtige Informationen über das Verhalten geklebter Strukturen unter beliebiger schwingender Last in Verbindung mit Alterung, Feuchtigkeit, Temperatur und Temperaturwechsel stehen ebenfalls noch aus und sind für die Praxis von hohem Interesse.

---

## 9 LITERATUR

- [Aba10] **Autorenkollektiv:** *Abaqus 6.10-1-Dokumentation*. ABAQUS Inc. (2010)
- [Abd01] **Abdel-Wahab, M. M.; Ashcroft, I. A.; Crocombe, A. D.; Hughes, D. J.; Shaw, S. J.:** *The effect of environment on the fatigue of bonded composite joints. Part 2. Fatigue threshold prediction*. *Composites Part A* 32 (2001) S. 59-69
- [Abd02] **Abdel-Wahab, M. M.; Ashcroft, I. A.; Crocombe, A. D.; Smith, P. A.:** *Numerical prediction of fatigue crack propagation lifetime in adhesively bonded structures*. *International Journal of Fatigue*, Volume 24, No. 6 (2002) S. 705-709
- [Abd04] **Abdel-Wahab, M. M.; Ashcroft, I. A.; Crocombe, A. D.; Smith, P. A.:** *Finite element prediction of fatigue crack propagation lifetime in composite bonded joints*. *Composites A Applied Science and Manufacturing*, Volume 35, No. 2 (2004) S. 213
- [Alb10] **Albrecht, K.:** *Entwicklung einer neuartigen Probenform für Betriebsfestigkeitsuntersuchungen moderner Feinblechfügeverbindungen*. Bachelor Thesis. Technische Universität Darmstadt, Fraunhofer LBF (2010)
- [Ash01] **Ashcroft, I. A.; Abdel-Wahab, M. M.; Crocombe, A. D.; Hughes, D. J. Shaw, S. J.:** *The Effect of Environment on the Fatigue of Bonded Composite Joints. Part 1. Testing and Fractography*. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Volume 32, No. 1 (2001) S.45
- [Ash02] **Ashcroft, I. A.; Shaw, S. J.:** *Mode I Fracture of Epoxy Bonded Composite Joints 2. Fatigue Loading*. *International Journal of Adhesion and Adhesives* Volume 22, No. 2 (2002) S. 151
- [Ash03] **Ashcroft, I. A.; Abdel-Wahab, M. M.; Crocombe, A. D.:** *Predicting degradation in bonded composite joints using a semi-coupled FEA method*. *Mech. Adv. Matl. Struct.* 10 (2003) S. 227-248
- [Bac08] **Bacher-Höchst, M.; Berger, C.; Sonsino, C.M.; Vormwald, M.:** *Current developments and trends on structural durability*. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 39, No. 10 (2008) S.680-687
- [Bae90] **Bäumel, A.; Seeger, T.:** *Materials Data for Cyclic Loading*, Supplement 1. *Materials Science Monographs* 61 (1990)
- [Bae91] **Bäumel, A.:** *Experimentelle und numerische Untersuchung der Schwingfestigkeit randschichtverfestigter eigenspannungsbehafteter Bauteile*. Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik, Technische Hochschule Darmstadt, Heft 49 (1991)
- [Ban73] **Bansemir, H.:** *Ein Beitrag zur Biegetheorie von Sandwichplatten und Plattenstreifen sowie zur Krafteinleitung in versteifte orthotrope Scheiben*. Dissertation, TU München (1973)
- [Bar76] **Barlow, J.:** *Optimal Stress Locations in Finite Element Models*. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 10 (1976) S. 243-251
- [Bat00] **Bathke, W.; Stahlfeld, G.:** *Rissentstehung thermometrisch ermitteln*. *Materialprüfung* 42 (2000) S. 67-73

- 
- [Bat02] **Bathe, K.-J.:** *Finite-Elemente-Methoden*. Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg (2002)
- [Bau13] **Baumgartner, J.; Schmidt, H.; Ince, E.:** *Fatigue assessment of welded thin joints by a stress averaging and critical distance approach*. IIW-Doc. No. XIII-2504-13 (2013)
- [Bel85] **Beltrami, M. E.:** *Sulle condizioni di resistenza dei corpi elastici*. Rendiconti istituto lombardo di scienze e lettere. Classe di scienze matematiche e naturali 18 Ser. 2 (1885) S. 704 – 714
- [Ber01] **Berger, C.; Kremer, U.:** *Rissbildung und –fortschritt bei Schwingbelastung von Schraubenverbindungen*. AiF-Vorhaben 11816 N (2001)
- [Bet75] **Betten, J.:** *Beitrag zum isotropen kompressiblen plastischen Fließen*. Archiv für das Eisenhüttenwesen 46 (1975) S. 317 – 323
- [Bet82] **Betten, J.; Frosch, H.-G.; Borrmann, M.:** *Pressure-dependent Yield Behaviour of Metals and Polymers*. Materials Science and Engineering 56 (1982) S. 233 – 246
- [Bik68] **Bikermann, J. J.:** *The Science of Adhesive Joints*. New York: Academic Press (1968)
- [BM1496] **Dow Automotive AG:** *Technical Datasheet BETAMATE 1496 V*
- [Bol87] **Boller, C.; Seeger, T.:** *Materials Data for Cyclic Loading, Volume 1. 4*. Elsevier Science Publishers. Amsterdam (1987)
- [Bra99] **Brandt, U.; Lehrke, H. P.; Sonsino, C. M.; Radaj, D.:** *Anwendung des Kerbgrundkonzeptes für die Bemessung von Schweißverbindungen aus Aluminiumknetlegierungen*. LBF-Bericht Nr. FB-213 (1999)
- [Brd90] **Brdicka, R.:** *Grundlagen der physikalischen Chemie*. Deutscher Verlag der Wissenschaft (1990)
- [Bre05] **Brede, M.:** in: J.R. Weitzenböck, D. McGeorge: *Bondship, project guidelines*, ISBN 82-515-0305-1 (2005)
- [Bru05] **Bruder, T.; Störzel, K.; Wallmichrath, M.:** *Betriebsfeste Auslegung dünnwandiger Strukturen*. Tagungsband, DVM-Tag 2005. Berlin (2005)
- [Bru06] **Bruder, T.; Heuler, P.:** *Ableitung und Generierung von Lasten für Berechnung und Versuch*. In: DVM Weiterbildungsseminar „Von der Betriebsmessung zur Lastannahme“ am 10.10.2006 in Steyr. DVM Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung. Berlin (2006)
- [Bru99] **Bruder, T.:** *Beitrag zur Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit einsatzgehärteter Bauteile*. Heft 59, Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, Technische Universität Darmstadt (1999)
- [Bur29] **Burzynski, W.:** *Über die Anstrengungshypothesen*. Schweizerische Bauzeitung 94 (1929) S. 259 – 262
- [Bux91] **Buxbaum, O.; Klätschke, H.; Oppermann, H.:** *Effect of Loading Sequence on the Fatigue Life of Notched Specimens Made from Steel and Aluminium Alloys*. Applied Mechanics Reviews, Vol. 44, No. 1 (1991) S. 27-35
- [Bux92] **Buxbaum, O.:** *Betriebsfestigkeit: Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile*. Verlag Stahleisen (1992)

- [Bux93] **Buxbaum, O.:** *Betriebsfeste Bemessung.* In: Laserschweißgerechtes Konstruieren. Daimler-Benz AG. Stuttgart (1993)
- [Che02] **Cheuk, P. T.; Tong, L.; Wang, C. H.; Baler, A.; Chalkley, P.:** *Fatigue Crack Growth in Adhesively Bonded Composite-Metal Double-lap Joints.* Composite Structures, Volume 57, No. 1-4 (2002) S. 109
- [Des97] **Dessureault, M.; Spelt, J. K.:** *Observations of Fatigue Crack Initiation and Propagation in an Epoxy Adhesive.* International Journal of Adhesion and Adhesives, Volume 17, No. 3 (1997) S. 183
- [Dib79] **Dibenedetto, A. T.; Salee, G.:** *Fatigue crack propagation in graphite fibre reinforced nylon 66.* Poly Engin Sci 19 (1979) S. 512-518
- [Dol98] **Doll, S.:** *Zur numerischen Behandlung großer elasto-viskoplastischer Deformationen bei isochor-volumetrisch entkoppeltem Stoffverhalten.* Dissertation. Universität Karlsruhe (1998)
- [Dub97] **Beitz, W.; Grote, K.-H. (Hrsg.):** *Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau.* 19. Aufl. Springer. Berlin, Heidelberg (1997)
- [ElH80] **ElHaddad, M.H.; Dowling, N.F.; Topper, T.H.; Smith, K.N.:** *J-integral applications for short fatigue cracks at notches.* Int J Fract 16 (1980) S. 15-24
- [Erp04] **Erpolat, S.; Ashcroft, I. A.; Crocombe, A. D.; Abdel-Wahab, M. M.:** *A study of adhesively bonded joints subjected to constant and variable amplitude fatigue.* In: International Journal of Fatigue 26, 11 (2004) S. 1189-1196
- [Ett01] **Ettemeyer, A.; Keil, S.:** *Flächenhafte Spannungsanalyse in kritischen Bauteilbereichen mit ESPI.* VFI 4 (2001)
- [Eul00] **Eulitz, K.G.; Kotte, K.L.:** *Damage Accumulation – Limitations and Perspectives for Fatigue Life Assessment.* In: Materials Week. München (2000)
- [Eul99] **Eulitz, K.G.:** *Beurteilung der Zuverlässigkeit von Lebensdauervorhersagen nach dem Nennspannungskonzept und dem Örtlichen Konzept anhand einer Sammlung von Betriebsfestigkeitsversuchen.* Habilitationsschrift, TU Dresden (1999)
- [FAT153] **Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT):** *Experimentelle und rechnerische Bestimmung des Versagensverhaltens von punktgeschweißten Blechverbindungen.* FAT-Schriftenreihe 153. Vortragsunterlagen zum FAT-Workshop am 25.11.1998
- [FAT221] **Tölle, J.; Schmidt, H.; Hahn, O.; Hanselka, H.:** *Entwicklung einer Methode zur vergleichenden Bewertung von Schwingfestigkeitsversuchen mit gefügten Stahlfeinblechen in Abhängigkeit des Versagensverhaltens.* FAT-Schriftenreihe 221, AVIF-Projekt A233, Berlin, Paderborn, Darmstadt (2009)
- [Fel98] **Feldmann, H.:** *Finite Elemente Methode.* Skript zur Vorlesung. FH Kiel (1998)
- [FKM02] **Hänel, B.; Haibach, E.; Seeger, T.; Wirthgen, G.; Zenner, H.:** *FKM-Richtlinie Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen.* VDMA Verlag GmbH, Frankfurt (2002)

- 
- [Föp20] **Föppl, A.; Föppl, L.:** *Drang und Zwang*. R. Oldenbourg Verlag. München (1920)
- [Fra80] **Franz, J.:** *Zur Spannungsanalyse von genieteten und geklebten Fügungen sowie von Sandwichplattenstreifen unter äußeren Lasten und unter Temperaturbeanspruchungen*. LBF-Bericht FB-152, Darmstadt (1980)
- [Fuc10] **Fuchs Europe Schmierstoffe GmbH:** *Prozessmedien speziell zum Einsatz in Stahlwerken*. Mannheim (2010)
- [Gal95] **Gallwitz, M.:** *Vergleich unterschiedlicher Abschaltkriterien von Hochfrequenzpulsatoren im Hinblick auf die Eignung zur frühzeitigen Rissermittlung*. Diplomarbeit; TU Dresden und Audi Ingolstadt (Juni 1995)
- [Gas39] **Gaßner, E.:** *Festigkeitsversuche mit wiederholter Beanspruchung im Flugzeugbau*. In: LUFTWISSEN 6 (1939) S.61-64
- [Gas67] **Gaßner, E.:** *Betriebsfestigkeit*. In: Lueger Lexikon der Technik, Band Fahrzeugtechnik. Deutsche Verlagsanstalt. Stuttgart (1967)
- [Gei12] **Geiß, P. L.; Fritzsche, C.; Kleiner, F.; Peschka, M.; Rauscher, M.; Schmale, H. C.; Vogt, D.; Zanotti, A.; Weber, C.; Boldt, F.; Wibbeke, M.:** *Kleben von Stahl und Edelstahl Rostfrei. Merkblatt 382*. Stahl-Informationen-Zentrum, Informationsstelle Edelstahl Rostfrei (Hrsg.). Düsseldorf (2012)
- [GOM13] **Gesellschaft für Optische Messtechnik mbH:** *ARAMIS – Optische 3D-Verformungsanalyse*. Braunschweig (2013)
- [Gra10] **Graner Solana, A.; Crocombe, A. D.; Ashcroft, I. A.:** *Fatigue life and backface strain predictions in adhesively bonded joints*. International Journal of Adhesion & Adhesives 30 (2010) S. 36-42
- [Gro04] **Gross, D.; Hauger, W.; Schnell, W. ; Wriggers, P.:** *Technische Mechanik Band 4; Hydromechanik, Elemente der höheren Mechanik, numerische Methoden*. 5. Auflage. Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg ,New York (2004)
- [Gud99] **Gudehus, H.; Zenner, H.:** *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung*. Verlag Stahleisen GmbH. Düsseldorf (1999)
- [Hab09] **Habenicht, G.:** *Kleben, Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. 6. Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg (2009)
- [Had03] **Hadavinia, H.; Kinloch, A. J.; Little, M. S. G.; Taylor, A. C.:** *The Prediction of Crack Growth in Bonded Joints under Cyclic Fatigue Loading I. Experimental Studies*. International Journal of Adhesion and Adhesives Volume 23, No. 6, (2003) S. 449
- [Had03a] **Hadavinia, H.; Kinloch, A. J.; Little, M. S. G.; Taylor, A. C.:** *The Prediction of Crack Growth in Bonded Joints under Cyclic Fatigue Loading II. Analytical and Finite Element Studies*. International Journal of Adhesion and Adhesives Volume 23, No. 6 (2003) S. 463
- [Hah01] **Hahn, O.; Kurzok, J. R; Tan, Y.:** *Schadensanalyse an Clinchverbindungen unter Schwingbelastung; Werkstoffprüfung Schadenanalyse und Schadensvermeidung*. WILEY-VCH Verlag. Bad-Nauheim (2001) S. 98-103
- [Hah76] **Hahn, H.G.:** *Bruchmechanik*. Teubner-Verlag, Stuttgart (1976)

- 
- [Hah95] **Hahn, O.; Schulte, A.:** *Eignung des Durchsetzfügens und des Stanznietens zum Fügen höherfester Stahlbleche*. P283 Studie, Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., Düsseldorf (1995); ISBN – 3-93062138-X
- [Hah99] **Hahn, O.; Kurzok, J. R.; Oeter, M.:** *Prüfvorschrift für die LWF KS2-Probe*. Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik Universität Paderborn (1999)
- [Hai03] **Haibach, E.:** *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 2. Aufl. Springer-VDI Verlag. Heidelberg (2003)
- [Hai06] **Haibach, E.:** *Betriebsfestigkeit; Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York (2006)
- [Hai20] **Haigh, B. P.:** *The Strain Energy Function and the Elastic Limit*. Engineering 109 (1920) S. 158 – 160
- [Hai89] **Haibach, E.:** *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. VDI-Verlag. Düsseldorf (1989)
- [Han10] **Hanselka, H.:** *Leichtbaupotential: Keine reine Werkstofffrage*. Stahl und Eisen 130. Nr. 6 (2010)
- [Han11] **Hanselka, H.; Jöckel, M.:** *Elektromobilität aus dem Blickwinkel des betriebstfesten Leichtbaus*. In: Korthauser, Rainer. Handbuch Elektromobilität. 2. Aufl. EW Medien und Kongresse. Frankfurt am Main (2011)
- [Har11] **Hartmann, J.; Monin, M.; Marie Louise, A.; Ayglon, D.; Robichon, P.; Limousin, E.; Gerard, F.; Naudin, F.; Guyon, D.; Launay, A.; Büter, A.; Sonsino, C. M.:** *Influence of frequency and stress concentration on fatigue behavior of short glass-fibre reinforced polyamides*. Proceedings: International conference on fatigue design, Senlis (2011)
- [Har91] **Harwood, N.; Cummings, W. M.:** *Thermoelastic Stress Analysis*. Bristol, Philadelphia, New York : Adam Hilger (1991)
- [Hat04] **Hatscher, A.:** *Abschätzung der zyklischen Kennwerte von Stählen*. Dissertation. Technische Universität Clausthal (2004)
- [Hat05] **Hatscher, A.; Seeger, T.; Zenner, H.:** *Abschätzung der zyklischen Kennwerte von Stählen – Erweiterung auf umgeformte Feibleche*. DVM-Tag 2005 „Dünnwandige Strukturbauteile“. Berlin (2005)
- [Hau96] **Haußecker, H.:** *Messung und Simulation von kleinskaligen Austauschvorgängen an der Ozeanoberfläche mittels Thermographie*. Dissertation Ruprecht-Karls-Universität Heidelberg (1996)
- [Hei94] **Heine, B.:** *Einführung in die Werkstoffkunde der Kunststoffe*. Fachhochschule Aalen (1994)
- [Hel75] **Hellen, T.K.:** *On the Method of Virtual Crack Extension*. Int. J. Numer. Meths. Eng. 9 (1975) S. 187-207
- [Her95] **Hering, E.; Martin, R.; Stohrer, M.:** *Physikalisch-Technisches Taschenbuch*. VDI-Verlag Düsseldorf (1995)
- [Her96] **Herrmann, F., Kiehn, H. und Stäblein, R.:** *Lebensdauer von Blechen mit Sicken*. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., FAT Schriftenreihe Nr. 128. Frankfurt (1996)

- [Heu98] **Heuler, P., Schütz, W.:** *Standardized Load-time Histories – Status and Trends.* In: Proc. Of the 4th Int. Conf. On Low-Cycle Fatigue and Elasto-plastic Behaviour of Materials, Garmisch-Partenkirchen/Germany (1998) S. 729-734
- [Hol04] **Hollmann, C.:** *Die Übertragbarkeit von Schwingfestigkeits-Eigenschaften im Örtlichen Konzept.* Dissertation. Technische Universität Dresden (2004)
- [Jea81] **Jeans, L. L.; Grimes, G.C.; Kan, H. P.;** -: *Fatigue sensitivity of composite structure for fighter aircraft.* American Institute of Aeronautics and Astronautics –AIAA. AIAA Paper 81 0495. Northrop (1981) S. 50-60
- [Joe05] **Jöckel, M.:** *Grundlagen des Spaltprofilierens von Blechplatten.* Dissertation. Technische Universität Darmstadt (2005)
- [Jon82] **de Jonge, J.B.:** *The analysis of load time histories by means of counting methods.* NLR-Rep. MP 82039 U, ICAF Doc. 1309. Nat. Aerospace Lab., Amsterdam (1982)
- [Jon89] **Jones, T.B.; Williams, N.T.:** *IIW: Influence of section design and loading regime on the fatigue properties of spot welded/adhesive bonded box sections.* IIW XIII-1360 89 (1989)
- [Jun11] **Jung, N.:** *Numerische Bewertung der Schwingfestigkeit von Nahtschweißverbindungen mit Hilfe des Kerbspannungskonzepts unter Berücksichtigung von Größeneinflüssen.* Diplomarbeit, Fachhochschule Gießen-Friedberg, Fraunhofer LBF (2011)
- [Jül13] **Jüling, D.:** *Lebensdaueranalyse geklebter Stahlblechproben unter zyklischer Belastung mittels der Finite-Elemente-Methode.* Bachelorarbeit, TH Mittelhessen, Fraunhofer LBF (2013)
- [Kac86] **Kachanov, L. M.:** *Introduction to continuum damage mechanics.* Nijhoff, Dordrecht [u.a.] (1986)
- [Kol04] **Kolupaev, V.; Moneke, M.; Becker, F.; Amberg, J.:** *Die Querkontraktionszahl beim Kriechen von Thermoplasten und ihre Anwendung in Materialmodellen.* Werkstoffprüfung 2004. DGM. Neu-Ulm (2004)
- [Kor00] **Korte, M. K.-E.:** *Prüfkriterien für punktgefügte Dünnschichtverbindungen unterschiedlicher Verbindungsarten und Werkstoffe – Beanspruchungsanalysen und Versagenscharakteristiken.* Dissertation. TU Chemnitz. Ingolstadt (2000)
- [Kor88] **Korzen, M.:** *Beschreibung des inelastischen Materialverhaltens im Rahmen der Kontinuumsmechanik: Vorschlag einer Materialgleichung vom viskoelastisch-plastischen Typ.* Dissertation. TU Darmstadt (1988)
- [Kor95] **Korte, M. K.-E.:** *Schwingfestigkeitsuntersuchungen an unterschiedlich gefügten bauteilähnlichen Prüfkörpern aus einer AlMgSi-Legierung.* Diplomarbeit .TU Chemnitz und Audi AG. Ingolstadt (1995)
- [Kot05] **Kotte, K. L.:** *Lehrunterlagen Betriebsfestigkeit.* Fakultät Maschinenwesen, Technische Universität Dresden (2005)
- [Köt84] **Kötting, G.:** *Untersuchung der Klebschichtmorphologie und der beanspruchungsabhängigen Deformations- und Versagensmechanismen in der Klebfuge von Metallklebverbindungen.* Diss. Univ. Ges. Hochsch. Paderborn (1984)

- [Kre99] **Kretz, J.:** *Zur Zeitfestigkeit von Verbundträgern mit Profilblechen.* Dissertation. Universität Kaiserslautern (1999)
- [Kru02] **Krueger, R.:** *The Virtual Crack Closure Technique: History, Approach and Applications.* NASA/CR-20002-211628. ICASE Report No. 2002-10 (2002)
- [Kut02] **Kutz, M. (ed.):** *Handbook of Materials Selection.* John Wiley & Sons, New York (2002)
- [Lbf03] **Autorenkollektiv:** *Hinweise zur Anwendung von Zählverfahren im Rahmen von Betriebsfestigkeitsuntersuchungen.* Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF. Darmstadt (2003)
- [Lef99] **Lefebvre, D. R.; Dillard, D. A.; Dillard, J. G.:** *A Stress Singularity Approach for the Prediction of Fatigue Crack Initiation in Adhesive Bonds. Part 2. Experimental.* Journal of Adhesion Volume 70, No. 1-2 (1999) S. 139
- [Lef99a] **Lefebvre, D. R.; Dillard, D. A.:** *A Stress Singularity Approach for the Prediction of Fatigue Crack Initiation in Adhesive Bonds. Part 1: Theory.* Journal of Adhesion Volume 70, No. 1-2 (1999) S. 119
- [Lem84] **Lemaitre, J.:** *How to use damage mechanics.* Nucl Eng Des 80 (1984) S. 233-245
- [Lem85] **Lemaitre, J.:** *A 134ontinuous damage mechanics model for ductile fracture.* J Eng Mater Technol 107 (1985) S. 83-89
- [Lms02] **Barkey, M. E.; Hack, M.; Speckert, M.; Zingsheim, F.; Schäfer, G.:** *LMS FALANCS Theory Manual, A Part of the LMS FALANCS Documentation.* LMS Deutschland GmbH (2002)
- [Mah81] **Mahrenholtz, O.; Ismar, H.:** *Zum elastisch-plastischen Übergangverhalten plastischer Werkstoffe.* Ingenieur-Archiv 50 (1981) S. 217 – 224
- [Mar90] **Martin, R. H.; Murri, G.B.:** *Characterisation of mode I and mode II delamination growth and thresholds in AS4/PEEK composites.* In: Composite Materials: Testing and Design (Ninth Symposium ), STP 1059, ASTM, USA (1990) S. 251-270
- [Mas00] **Masendorf, R.:** *Einfluss der Umformung auf die zyklischen Werkstoffkennwerte von Feinblech.* Dissertation. Technische Universität Clausthal (2000)
- [Mat12] **Matzenmiller, A.; Kroll, U.:** *Constitutive modelling of damage in adhesive-bonded joints for static and cyclic sustained loadings with constant and variable amplitudes.* European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering, Wien (2012)
- [Mat68] **Matsuishi, M.; Endo, T.:** *Fatigue of metals subjected to varying stress.* Paper Japan Soc. Mech. Eng., Fukuoka, Japan (1968)
- [Mel08] **Melz, T.:** *Leichte Autos werden leiser.* Automobil Konstruktion (2008) / 04
- [Mel08a] **Melz, T.:** *Multifunktionale Materialsysteme und Anwendungen.* Fraunhofer-Technologiezentrum, Darmstadt (2008)
- [Min45] **Miner, M. A. :** *Cumulative damage in fatigue.* In: Journal of Applied Mechanics 12, 3 (1945) S. A159-A164
- [Moo45] **Moore, H.:** *A study of size effects and notch sensitivity in fatigue tests of steel.* In: Proc. ASTM. Bd. 45 (1945) S. 507-531

- 
- [Mül89] **Müller, K.:** *Thermometrische Untersuchungen an Kerben und Rissspitzen zyklisch beanspruchter Stähle.* Dissertation. Universität – Gesamthochschule – Essen, Werkstofftechnik. Essen (1989)
- [Nag11] **Nagel, C.; Brede, M.; Kleiner, F.:** *Fatigue modeling and testing of adhesive joints in automotive structures.* 34<sup>th</sup> Annual Meeting of the Adhesion Society, Savannah (2011)
- [Neu61] **Neuber, H.:** *Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law.* Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics 28 (1961)
- [Neu68] **Neuber, H.:** *Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen.* Konstruktion 20 (1968) 7, S. 245-251
- [Nol08] **Nolting, A.E.; Underhill, P.R.; DuQuesnay, D.L.:** *Variable amplitude fatigue of bonded aluminum joints.* International Journal of Fatigue 30 (2008) S. 178-187
- [P653] **FOSTA P653/IGF 141 ZN:** *Methodenentwicklung zur Berechnung und Auslegung geklebter Stahlbauteile im Fahrzeugbau bei schwingender Beanspruchung.* Abschlussbericht. Bremen, Paderborn, Kassel (2007)
- [P676] **FOSTA P676:** *Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung.* FOSTA. (2005 – 2007)
- [P796] **Schneider, B.; Nagel, C.; Brede, M.; Schmidt, H.; Bruder, T.; Kur-natowski, B.; Matzenmiller, A.:** *Schwingfestigkeitsauslegung von geklebten Stahlbauteilen des Fahrzeugbaus unter Belastung mit variablen Amplituden.* IGF-Vorhaben 307ZN, FOSTA P796. Bremen, Darmstadt, Kassel (2012)
- [Pal24] **Palmgren, A.:** *Die Lebensdauer von Kugellagern.* In: VDI-Z 68, 14 (1924) S. 339-341
- [Par61] **Paris, P.C.; Gomez, M.P.; Anderson W.E.:** *A rational analytic theory of fatigue.* Trend Eng 13 (1961) S. 9–14
- [Par77] **Parks, D. M.:** *The Virtual Crack Extension Method for Nonlinear Material Behavior.* Comp. Meth. Appl. Mech. Eng. 12 (1977) S. 353-364
- [Pet53] **Peterson, R. E.:** *Stress Concentration Factors.* 1. Auflage. John Wiley, New York (1953)
- [Pet74] **Peterson, R. E.:** *Stress Concentration Factors.* John Wiley & Sons. New York (1974)
- [Pir09] **Pirondi, A.; Moroni, F.:** *An investigation of fatigue failure prediction of adhesively bonded metal/metal joints.* International Journal of Adhesion & Adhesives 29 (2009) S. 796-805
- [Q-100] **Dantec Dynamics GmbH:** *Fast Determination of Full-Field Strain and Stress. Strain Measuring System Q-100.* Publication No. F-Q-100-08-12
- [Qua06] **Quaresimin, M.; Ricotta, M.:** *Life prediction of bonded joints in composite materials.* International Journal of Fatigue 28 (2006) S. 1166-1176
- [Qua06a] **Quaresimin, M.; Ricotta, M.:** *Stress intensity factors and strain energy release rates in single lap bonded joints in composite materials.* Composites Science and Technology. Volume 66, No. 5 (2006) S. 647

- [Qua06b] **Quaresimin, M.; Ricotta M.:** *Fatigue behaviour and damage evolution of single lap bonded joints in composite material.* Composites Science and Technology. Volume 66, No. 2 (2006) S. 176.
- [Rad03] **Radaj, D.:** *Ermüdungsfestigkeit Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau.* Springer-Verlag. Berlin (2003)
- [Rad06] **Radaj, D.; Sonsino, C.M.; Fricke, W.:** *Fatigue of Welded Joints by Local Approaches.* Woodhead Publ., Cambridge (2006)
- [Rad07] **Radaj, D.; Vormwald, M. :** *Ermüdungsfestigkeit.* 3. Auflage, Springer Verlag, Berlin (2007)
- [Rad98] **Radaj, D.; Sonsino, C. M.:** *Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches.* Abington Publishing. Cambridge (1998)
- [Rad99] **Radaj, D.; Sonsino, C. M.; Zhang, S.:** *Schwingfestigkeit lasergeschweißter Dünnblechproben aus Stahl nach lokalen Konzepten.* Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 30. Nr. 5 (1999)
- [Rag73] **Raghava, R.; Caddell, R.; Yeh, G.S.Y.:** *The macroscopic yield behavior of polymers.* Journal of Material Science 8 (1973) S. 225-232
- [Rei05] **Reilhofer KG:** delta-ANALYSER Handbuch. Karlsfeld (2005)
- [Ric09] **Richard, H. A.; Sander, M.:** *Ermüdungsrisse: Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden.* 1. Auflage, Vieweg + Teubner Verlag. Wiesbaden (2009)
- [Ric68] **Rice, J.R.:** *A path I integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks.* J. Appl. Mech. 35 (1968) S. 379-386
- [Rit04] **Ritter, U.; Höller, A.:** *Werkstoffkunde 1.* HSR Hochschule für Technik Rapperswil (2004)
- [Roo05] **Roos, E.:** *Sicherheitstechnische Untersuchung bezüglich des Behälterabsturzes auf den Hallenboden des TBL-Gorleben für den Behälter CASTOR HAW 20/28 CG, Teil 3 – Ergänzende Integritätsbewertung.* BFS-Vorhaben. Materialprüfanstalt Universität Stuttgart (2005)
- [Rut03] **Ruther, M.; Jost, R.; Freitag, V.; Peitz, V.; Piccolo, S.; Brüdgam, S.; Meschut, G.; Küting, J.; Hahn, O.; Timmermann, R.:** *Fügesystemoptimierung zur Herstellung von Mischbauweisen aus Kombinationen der Werkstoffe Stahl, Aluminium, Magnesium und Kunststoff.* BMBF-Abschlussbericht Förderkennzeichen 03N3077D1 (2003)
- [Ryb77] **Rybicki, E. F.; Kanninen, M. F.:** *A Finite Element Calculation of Stress Intensity Factors by a Modified Crack Closure Integral.* Eng. Fracture Mech., Vol. 9 (1977) S. 931-938
- [Sal06] **Salzgitter Flachstahl GmbH:** *Datenblatt S235JR, unlegierte Baustähle.* Salzgitter (2006)
- [Sch02] **Schimpfke, T.:** *Numerische Untersuchungen zur J-Integralerweiterung für elastisch-plastisches Material im Hinblick auf die Integrität des Reaktor-druckbehälters.* Dissertation, Universität Stuttgart (2002)
- [Sch03] **Schäfer, M.:** *Vorlesungsskript Numerische Berechnungsverfahren.* Technische Universität Darmstadt (2003)
- [Sch04] **Schlimmer, M.; Bornemann, J.:** *Berechnung und Auslegung von Klebverbindungen.* Adhäsion 6 (2004)

- 
- [Sch06] **Schmidt, H.:** *Ganzheitliche virtuelle Darstellung der umformtechnischen Fertigung von Blechprofilen und deren betriebsfester Auslegung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode.* Diplomarbeit, TU Darmstadt (2006)
- [Sch11] **Schmidt, H. ; Tölle, J. ; Bruder, T. ; Hanselka, H. ; Hahn, O. :** *Détection et surveillance de dommages aux joints de tôle fine pour la détermination des critères de défaillance.* *Matériaux & Techniques* 99 (2011) S. 743-750
- [Sch12] **Schmidt, H.; Bruder, T.; Hanselka, H.:** *Fatigue analysis of structural bonded joints under variable amplitude loading.* *Materials Testing* 54 (2012) 7-8. S. 503-509
- [Sch13] **Schmidt, H.; Bruder, T.; Brede, M.; Nagel, C.; Schneider, B.:** *Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen im Fahrzeugbau.* 13. Adhäsion-Fachtagung Fertigungstechnologie Kleben. Stuttgart (2013)
- [Sch26] **Schleicher, F.:** *Der Spannungszustand an der Fließgrenze.* *Z. ang. Math. Mech.* 6 (1926) S. 199 – 216
- [Sch65] **Schütz, W.:** *Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen.* Diss., TH München (1965)
- [Sch82] **Schlimmer, M.:** *Anstrengungshypothese für Metallklebverbindungen.* *Z. Werkstofftech.* 13. Verlag Chemie GmbH, Weinheim (1982) S. 215-221
- [Sch90] **Schütz, D.; Klätschke, H.; Steinhilber, H.; Heuler, P.; Schütz, W.:** *Standardisierte Lastabläufe für Bauteile von PKW Radaufhängungen.* LBF-Bericht Nr. FB-191. Darmstadt (1990)
- [Sch99] **Schlimmer, M.; Reiling, K.; Klapp, O.:** *Weiterentwicklung des Zugscherversuchs nach DIN 54451 zur Ermittlung der Tau-Gamma-Funktion von Klebschichten in einer einfach überlappten Klebung.* AiF-Projekt Nr. 10.975 N. Kassel (1999)
- [See86] **Seeger, T.; Hoffmann, M.; Klee, S.:** *Die Beurteilung der Bauteilschwingfestigkeit auf der Basis örtlicher Beanspruchungen.* Kurt Klöppel Gedächtnis-Kolloquium (1986)
- [See91] **Seeger, T.:** *Betriebsfestigkeit auf der Grundlage örtlicher Beanspruchung.* Unterlagen zum gleichnamigen Seminar der universitären Weiterbildung der Technischen Hochschule Darmstadt (1991)
- [See96] **Seeger, T.:** *Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise.* Kapitel 12, *Stahlbau Handbuch*, Band 1 Teil B. Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH. Köln (1996)
- [She09] **Shenoy, V.; Ashcroft, I. A.; Critchlow, G.W.; Crocombe, A. D.; Abdel Wahab, M.M.:** *An evaluation of strength wearout models for the lifetime prediction of adhesive joints subjected to variable amplitude fatigue.* *International Journal of Adhesion & Adhesives* 29 (2009) S. 639-649
- [She10] **Shenoy, V.; Ashcroft, I. A.; Critchlow, G.W.; Crocombe, A. D.:** *Fracture mechanics and damage mechanics based fatigue lifetime prediction of adhesively bonded joints subjected to variable amplitude fatigue.* *Engineering Fracture Mechanics* (2010)
- [Sil10] **da Silva, L. F. M.; Öchsner, A. (Eds.):** *Modeling of Adhesively Bonded Joints.* Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg (2010)

- [Son01] **Sonsino, C.M.:** *Werkstoffauswahl für schlagartig und zyklisch belastete metallische Bauteile.* Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 32 (2001) S. 221-230
- [Son05] **Sonsino, C. M.:** *Betriebsfestigkeit – Eine Einführung.* Vorlesungsunterlagen, Technische Universität Darmstadt, unveröffentlicht (2005)
- [Son05a] **Sonsino, C.M.; Berg-Pollack, A.; Grubisic, V.:** *Betriebsfestigkeitsnachweis von Aluminium-Sicherheitsbauteilen.* MP Materialprüfung 47 (2005) 7-8, S. 404-410
- [Son05b] **Sonsino, C.M.; Berg-Pollack, A.; Grubisic, V.:** *Structural Durability Proof of Automotive Aluminium Safety Components – Present State of Art.* SAE Technical Paper Series 2005-01-0800, Detroit (2005)
- [Son05c] **Sonsino, C.M.:** *Principles of Variable Amplitude Fatigue Design and Testing.* Fatigue Testing and Analysis Under Variable Amplitude Loading Conditions, ASTM STP 1439, P.C. McKeighan and N. Ranganathan, Eds., ASTM International, West Conshohocken, PA (2005) S. 3-23
- [Son05d] **Sonsino, C.M.:** *„Dauerfestigkeit“ – Eine Fiktion.* Konstruktion 4 (2005) S. 87-92
- [Son07] **Sonsino, C. M.:** *Fatigue testing under variable amplitude loading.* In: International Journal of Fatigue, Volume 29, Issue 6 (2007) S. 1080-1089
- [Son07a] **Sonsino, C.M.:** *Course of SN-curves especially in the high-cycle fatigue regime with regard to component design and safety.* International Journal of Fatigue 29 (2007) S. 2246-2258
- [Son08] **Sonsino, C. M.:** *Schwingfeste Bemessung von Schweißverbindungen nach dem Kerbspannungskonzept mit den Referenzradien  $r_{ref} = 1\text{ mm}$  und  $0,05\text{ mm}$ .* MP Materials Testing – Ausgabe 07-08 (2008)
- [Son08a] **Sonsino, C.M.:** *Betriebsfestigkeit – Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen.* MP Materials Testing 50 (2008) 1-2, S. 77-90
- [Son08b] **Sonsino, C.M.:** *Fatigue of highly loaded short-glass-fibre reinforced polyamide parts in engine compartments.* International Journal of Fatigue 30 (2008) S. 1279-1288
- [Son11] **Sonsino, C.M.; Oppermann, H.:** *Lässt sich bei einer Lebensdauerabschätzung die Kollektivvölligkeit berücksichtigen?* Konstruktion 6 (2011) S. 1-8
- [Son12] **Sonsino, C.M.; Morgenstern, C.; Streicher, M.; Oppermann, H.; Schmid, A.M.:** *Corrosion fatigue of welded aluminium vehicle structures under constant and variable amplitude loadings.* Welding in the World Vol. 56 (2012) S. 97-108
- [Son93] **Sonsino, C. M.:** *Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen.* Sonderdruck aus Konstruktion 45, H. 1. Bericht aus dem Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF. Darmstadt (1993) S. 25-33
- [Sta98] **Stachowiak, E.:** *Klebetchnik als Fügeverfahren – Einstieg für die Anwendung.* VDI Fortschrittsberichte Reihe 2 Fertigungstechnik Nr. 468. VDI Verlag GmbH. Düsseldorf (1998)
- [Str06] **Stress Photonics Inc.:** *DeltaTherm.* Madison, USA (2006)

- 
- [SuS11] Nach Pressemitteilung der Firma **Henkel AG & Co. KGaA** in *Schweißen und Schneiden* 63. Heft 10 (2011) S. 607-610
- [Sym06] **Symietz, D.; Lutz, A.:** *Die Bibliothek der Technik. Band 291. Strukturleben im Fahrzeugbau.* Verlag moderne Industrie. München (2006)
- [Tay99] **Taylor, D.:** *Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model.* International Journal of Fatigue 21 (1999) S. 413-420
- [Teu12] **Teutenberg, D.:** *Entwicklung einer Vorgehensweise zur Abschätzung der Einflüsse konstruktions- und fertigungsbedingter Toleranzen auf die mechanischen Eigenschaften von Klebverbindungen unter zyklischer Belastung.* Dissertation. Universität Paderborn (2012)
- [Tks13] **ThyssenKrupp Steel Europe AG:** *Dualphasen-Stähle DP-W<sup>®</sup> und DP-K<sup>®</sup>.* Duisburg (2013)
- [Tks13a] **ThyssenKrupp Steel Europe AG:** *Tiefziehstähle DD, DC und DX.* Duisburg (2013)
- [Vor00] **Vormwald, M.:** *Treffsicherheit von Lebensdauerberechnungen nach dem Nennspannungskonzept und dem örtlichen Konzept.* Institutionsbericht Institut für Strukturmechanik. Bauhaus-Universität Weimar (2000)
- [Vor03] **Vormwald, M.; Seeger, T.:** *Betriebsfestigkeit auf der Grundlage örtlicher Beanspruchung.* Unterlagen zum gleichnamigen Seminar der Technischen Universität Darmstadt, Fachgebiet Werkstoffmechanik (2003)
- [Wal03] **Wallmichrath, M.; Sonsino, C. M.; Bruder, T.:** *Betriebsfestigkeit gefügter Bauteile.* In: Bundesministerium für Bildung und Forschung –BMBF- u.a.: *Mechanisches Fügen und Kleben.* Universität Paderborn (2003) S. 163-173
- [Wir04] **Wirth, C.:** *Berechnungskonzept für die Klebflanschfestigkeit in Gesamtkarosseriemodellen.* Dissertation, Technische Universität München (2004)
- [Wit90] **Whitworth, H. A.:** *Cumulative damage in composites.* J Engin Mater Technol 112 (1990) S. 358-361
- [Xu02] **Xu, P.; Weber, G.; Krause, H.-J.; Böllinghaus, T.:** *Bewertung und Vereinheitlichung von gefügten Dünnschleibproben für Schwingversuche im Zeitfestigkeitsbereich.* FAT Schriftenreihe Nr. 169. Frankfurt (2002)
- [Yan83] **Yang, J. N.; Du, S.:** *An exploratory study into the fatigue of composites under spectrum loading.* J Compos Mater 17 (1983) S. 511-526
- [Yan90] **Yang, J. N.; Jones, D. L.; Yang, S. H.; Meskini, A.:** *A stiffness degradation model for graphite / epoxy laminates.* J. Comp. Mater 24. (1990) S. 753-769
- [Zha12] **Zhang, G.:** *Method of effective stress for fatigue: Part I – A general theory.* International Journal of Fatigue 37 (2012) S. 17-23
- [Zha12a] **Zhang, G.; Sonsino, C.M.; Sundermeier, R.:** *Method of effective stress for fatigue: Part II – Applications to V-notches and seam welds.* International Journal of Fatigue 37 (2012) S. 24-40

---

## NORMEN UND RICHTLINIEN

DIN 6701-3	<i>Kleben von Schienenfahrzeugen und -fahrzeugteilen – Teil 3: Leitfaden zur Konstruktion und Nachweisführung von Klebverbindungen im Schienenfahrzeugbau.</i> Beuth Verlag, Berlin (2010)
DIN 45667	<i>Klassierverfahren für das Erfassen regelloser Schwingungen.</i> Beuth Verlag, Berlin und Köln (1969)
DIN 50165	<i>Prüfung metallischer Werkstoffe; Schwingversuch an Einpunktschweißverbindungen.</i> Beuth Verlag, Berlin (1994)
DIN EN 923	<i>Klebstoffe – Benennungen und Definitionen; Deutsche Fassung EN 923:2005+A1:2008.</i> Beuth-Verlag, Berlin (2008)
DIN EN 15190	<i>Strukturklebstoffe – Prüfverfahren zur Bewertung der Langzeitbeständigkeit geklebter metallischer Strukturen.</i> Beuth Verlag, Berlin (2007)
DIN EN ISO 527-1	<i>Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 1: Allgemeine Grundsätze.</i> Beuth Verlag, Berlin (2012)
DIN EN ISO 4324	<i>Widerstandspunktschweißen; Zerstörende Prüfung von Schweißungen; Schwingfestigkeitsprüfung von Punktschweißverbindungen.</i> Beuth Verlag, Berlin (2003)
DIN EN ISO 9664	<i>Verfahren zur Prüfung der Ermüdungseigenschaften von Strukturklebungen bei Zugscherbeanspruchung.</i> Beuth Verlag, Berlin (1995)
DIN EN ISO 10365	<i>Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder.</i> Beuth Verlag, Berlin (1995)
DVS-Merkblatt 1618	<i>Elastisches Dickschichtkleben im Schienenfahrzeugbau.</i> Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., Düsseldorf (2002)
DVS/EFB-Merkblatt 3480	<i>Prüfung von Verbindungseigenschaften; Prüfung der Eigenschaften mechanisch und kombiniert mittels Kleben gefertigter Verbindungen.</i> Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., Düsseldorf (2007)
FKM-Richtlinie	<i>Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen.</i> VDMA Verlag GmbH, Frankfurt (2002)
VDI-Richtlinie 2226	<i>Empfehlung für die Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile.</i> Beuth Verlag, Berlin und Köln (1965)
VDI-Richtlinie 2229	<i>Metallkleben. Hinweise für Konstruktion und Fertigung.</i> Beuth Verlag, Berlin und Köln (1979)

## 10 ANHANG

### 10.1 Versuchsergebnisse Schweißverbindungen

Tabelle 10-1: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit widerstandspunktgeschweißten Flachproben aus DX52D+Z (t = 1,5 mm), R = 0,1

Kraftamplitude	Bruchschwingspielzahl	Schwingspielzahl bei $\Delta c = 40\%$	Schwingspielzahl bei beschleunigtem Steifigkeitsabfall
$F_a$ [kN]	$N_B$	$N_{\Delta c=40\%}$	$N_{\text{beschl. } \Delta c}$
1,2	3289966		
1,35	1218590		
1,35	716829	693000	365000
1,35	436811	436811	225000
1,35	1998266	1998266	
1,35	1349767	1330000	1030000
1,4	349653	332000	240000
1,5	404673		
1,5	407528	398000	252000
1,5	333733	327000	194000
1,55	245481	241000	111000
1,755	157873	152493	105000
1,8	158932	155000	122000
1,8	121086	119000	88000
1,8	108868	106610	66000
1,8	128090	125029	86500
1,8	122489	121000	85000
1,8	167254	165000	110000
1,9	41064	40600	16600
2	78165		
2	38953	38953	9800
2,16	41735	40557	33000
2,2	29535		
2,2	39072		
2,2	31510	31174	23500
2,2	35308	34562	23500
2,2	34246	33899	28000
2,2	31256	30747	22500
2,2	25142	24500	17500
2,2	31316	31100	9132
2,2	27624	27624	7900
2,75	11845		
3	6786		
<hr/>			
Durchläufer			
1,1	3857271		

Tabelle 10-2: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit widerstandspunktgeschweißten H-Scherzugproben aus DX52D+Z (t = 1,5 mm), R = 0,1

Kraftamplitude	Bruchschwingspielzahl	Schwingspielzahl bei $\Delta c = 40\%$	Schwingspielzahl bei beschleunigtem Steifigkeits- abfall
$F_a$ [kN]	$N_B$	$N_{\Delta c=40\%}$	$N_{beschl. \Delta c}$
9	4888632	6400000	2860000
10	4490186	4190000	2850000
11	1939769		
12	1452600		
12	1143661	780000	225000
12,5	808312	577000	161000
13	772955	684000	251000
13	733368	548000	157000
15	273999		
15	511000	375000	113000
15,5	354376		
16	239052	196000	43500
16	383086	261000	59700
17	173330	142000	20000
18	173959		
18,5	146266		
22	65769	62400	14800
22	36389	34100	7400
22	42901	39600	9544
22	52806	50600	17000
25	20210		

Tabelle 10-3: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit widerstandspunktgeschweißten Hutprofilproben unter Torsionsbelastung aus DX52D+Z (t = 1,5 mm), R = -1

Momentamplitude	Bruchschwingspielzahl	Schwingspielzahl bei $\Delta c = 40\%$	Schwingspielzahl bei beschleunigtem Steifigkeitsabfall
$M_a$ [Nm]	$N_B$	$N_{\Delta c=40\%}$	$N_{beschl. \Delta c}$
100	1800523	1800523	450000
100	2768684	2730000	1400000
108,5	944572	944572	500000
115	530977	530977	312500
115	707062	707062	250000
125	449093	437000	175000
130	350837	350837	140000
130	342649	330000	180000
130	306247	291000	91100
140	188488	176000	98600
150	184689		
150	138006	132000	74100
160	118065	118065	74000
160	78207	74900	38000
170	63389	61058	15500
180	42223	41000	31000
200	25795	25795	4500

Tabelle 10-4: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit widerstandspunktgeschweißten Hutprofilproben unter Innendruckbelastung aus DX52D+Z (t = 1,5 mm), R = 0,1

Druckamplitude	Bruchschwingspielzahl	Schwingspielzahl bei $\Delta c = 40\%$	Schwingspielzahl bei beschleunigtem Steifigkeitsabfall
$p_a$ [kPa]	$N_B$	$N_{\Delta c=40\%}$	$N_{\text{beschl. } \Delta c}$
80	1421534	796000	478000
90	1118834	1118834	342000
95	500000		
95	761324	491000	94800
100	376184		
100	395456	260000	17700
100	584009	325000	95300
100	600509	391000	31000
100	760009	527000	75000
100	324017	266000	15300
110	218785	198000	10000
120	214000		
120	170417	90200	2833
125	466809		
140	180031	180031	834
140	56517	53600	3500
150	34017	33300	2400
150	31009	31000	5000
150	33509	33400	3200
155	48617	45000	4006

Tabelle 10-5: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit laserstrahlgeschweißten Flachproben mit Nahtenden aus DX52D+Z (t = 1,5 mm), R = 0,1

Kraftamplitude	Bruchschwingspielzahl	Schwingspielzahl bei $\Delta c = 40\%$	Schwingspielzahl bei beschleunigtem Steifigkeitsabfall
$F_a$ [kN]	$N_B$	$N_{\Delta c=40\%}$	$N_{\text{beschl. } \Delta c}$
1,8	791990	787000	723400
1,85	599881	599000	425000
1,9	1041769	1041605	896000
1,9	371825	371000	279000
2	308896	308000	275000
2	481370	481000	453000
2	228373	225000	181000
2,15	616077	615000	597000
2,3	297445	297000	260000
2,3	244293	244293	218000
2,45	316016	316000	280000
2,45	103609	103300	76600
2,45	355193	355000	304000
2,45	318835	318000	212000
2,5	110377	110000	90700
2,7	82585	82585	41100
2,8	141708	142000	89000
2,8	78421	78421	63500
3	43977	43700	42700

3,1	48342	48100	40000
3,1	50520	50500	43300
3,1	104541	104000	78700
4	15546		
4	26391	26391	23800

Durchläufer			
1,45	6000000		
1,8	3520000		
1,8	6956650		

Tabelle 10-6: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit laserstrahlgeschweißten Flachproben ohne Nahtenden aus DX52D+Z (t = 1,5 mm), R = 0,1

Kraftamplitude	Bruchschwingspielzahl	Schwingspielzahl bei $\Delta c = 40\%$	Schwingspielzahl bei beschleunigtem Steifigkeitsabfall
$F_a$ [kN]	$N_B$	$N_{\Delta c=40\%}$	$N_{beschl. \Delta c}$
1,6	990694	989000	884000
1,6	798493	797000	665000
1,6	916236	915000	663000
1,8	432655		
1,8	555876	555000	397000
2	361536		
2	886205	886205	851000
2	426318	426000	398000
2,4	203923		
2,4	428076	427000	312000
2,4	171527	171000	140000
2,4	189739		
2,4	245436	245436	227000
2,4	209377	209377	115000
2,6	260340		
2,65	188075	188075	131000
2,8	104396	104396	91763
2,9	69605		
3	64939	63200	61700
3,3	93341	93100	73000
3,5	60881	59200	
3,5	78862	78862	49900
3,5	40684	40684	20400
3,8	41995	41995	29400
3,8	46633	46500	32100
4,65	16500		
4,65	17536	17500	13200

Durchläufer			
1,2	4114738		

Tabelle 10-7: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit laserstrahlgeschweißten H-Scherzugproben aus DX52D+Z (t = 1,5 mm), R = 0,1

Kraftamplitude	Bruchschwingspielzahl	Schwingspielzahl bei $\Delta c = 40\%$	Schwingspielzahl bei beschleunigtem Steifigkeitsabfall
$F_a$ [kN]	$N_B$	$N_{\Delta c=40\%}$	$N_{beschl. \Delta c}$
12,5	851010	763000	472000
12,5	1409287	1350000	1160000
12,5	1625556	1320000	861000
12,5	1873502	1760000	1078000
14	485681	479000	235000
18	264862		
18	261169	249000	130000
18	295805	290000	190000
18	298418	268000	171000
25	97625		
28	73000	70300	30500
30	65213	47800	20400
30	48627	46500	19300
30	53273	52800	26800
30	63921		22800

Durchläufer

10	3845646
11,5	6000000
11,8	8652186

Tabelle 10-8: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit laserstrahlgeschweißten Hutprofilproben unter Torsionsbelastung aus DX52D+Z (t = 1,5 mm), R = -1

Momentamplitude	Bruchschwingspielzahl	Schwingspielzahl bei $\Delta c = 40\%$	Schwingspielzahl bei beschleunigtem Steifigkeitsabfall
$M_a$ [Nm]	$N_B$	$N_{\Delta c=40\%}$	$N_{beschl. \Delta c}$
350	1443756	1443000	930000
350	884755	884755	736000
400	534934	534934	516700
400	842769	842769	696600
425	161534	161534	155952
425	174834	174834	158000
425	342631	342631	301000
425	362959	362959	322000
425	288157	288157	263000
450	196097	196097	189280
450	163580	162500	151000
490	211314	211314	93023
500	78207	77300	66100
500	113977	113500	104000
520	130845	128000	57000
525	58798	58300	12000
525	32606	32500	21400
525	71054	70500	43000

545	34800	34800	22373
600	5564	5564	2619
<b>Einspannungsbruch</b>			
375	342080		
385	568542		
<b>Versagen im Grundwerkstoff</b>			
500	232100		
525	73279		

Tabelle 10-9: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit laserstrahlgeschweißten Hutprofilproben unter Innendruckbelastung aus DX52D+Z (t = 1,5 mm), R = 0,1

Druckamplitude	Bruchschwingspielzahl	Schwingspielzahl bei $\Delta c = 40\%$	Schwingspielzahl bei beschleunigtem Steifigkeitsabfall
$p_a$ [kPa]	$N_B$	$N_{\Delta c=40\%}$	$N_{\text{beschl. } \Delta c}$
140	2394881	2390000	996000
150	659878	656000	108000
150	1037009	1020000	436000
150	577264	577000	317000
160	425509	425000	200000
180	945034	945034	740000
180	635009	620000	179000
180	307000	307000	106000
180	349509	349509	83000
180	437009	437000	98200
200	240357	240000	43000
210	272517	272517	104000
210	248557	248000	41200
240	179017	179017	55000
<b>Durchläufer</b>			
120	2224800		

## 10.2 Dehnungsabgleich Schweißverbindungen

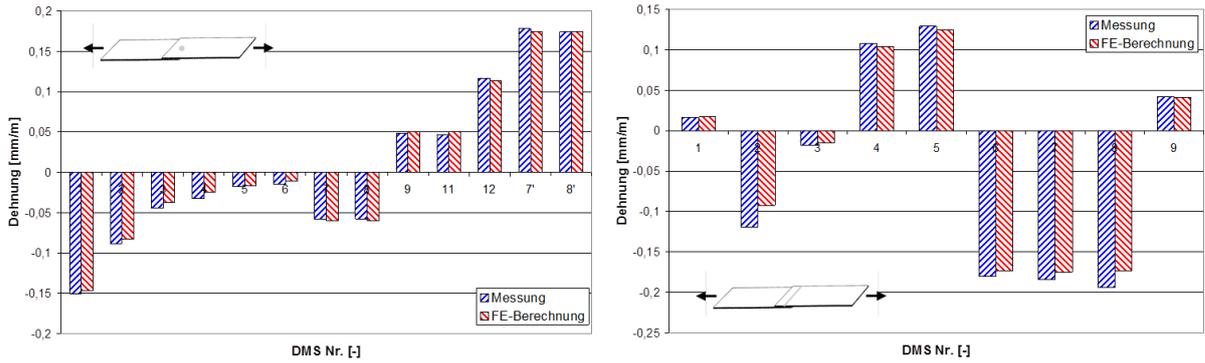


Abbildung 10-1: Gegenüberstellung gemessener und berechneter, lokaler Dehnungen an punkt- (links) und laser-geschweißten Flachproben

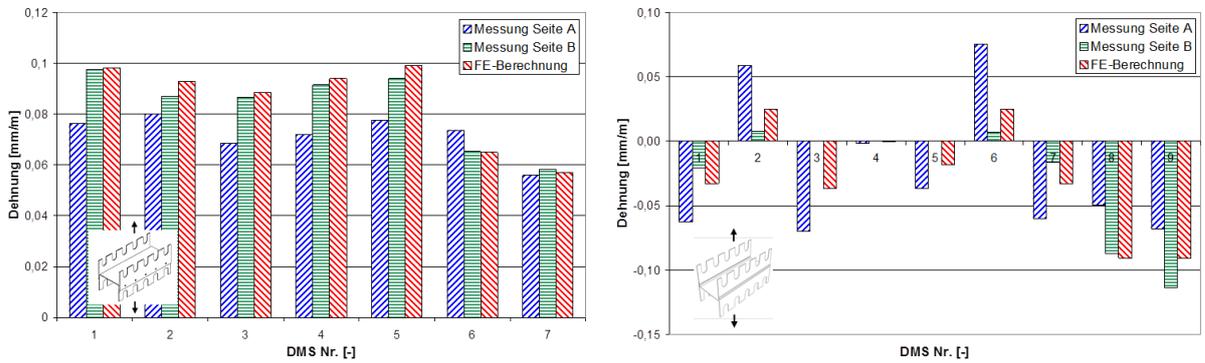


Abbildung 10-2: Gegenüberstellung gemessener und berechneter, lokaler Dehnungen an punkt- (links) und laser-geschweißten H-Scherzugproben

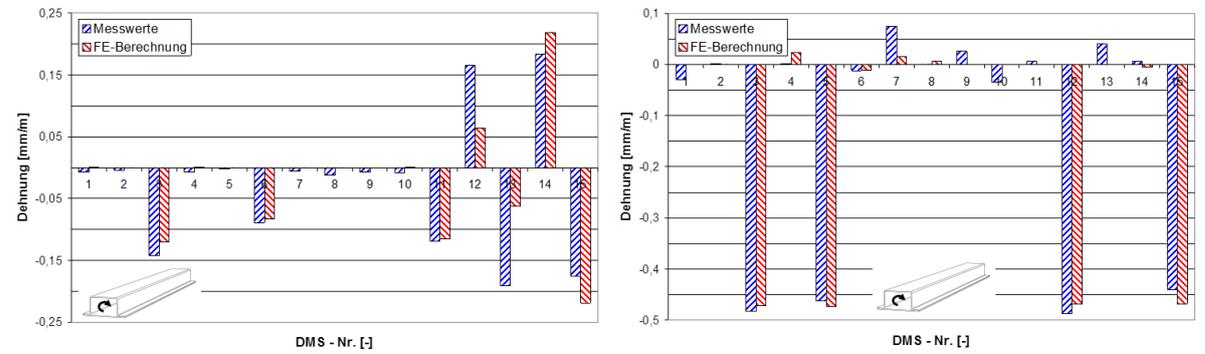


Abbildung 10-3: Gegenüberstellung gemessener und berechneter, lokaler Dehnungen an punkt- (links) und laser-geschweißten Hutprofilproben unter Torsionsbelastung

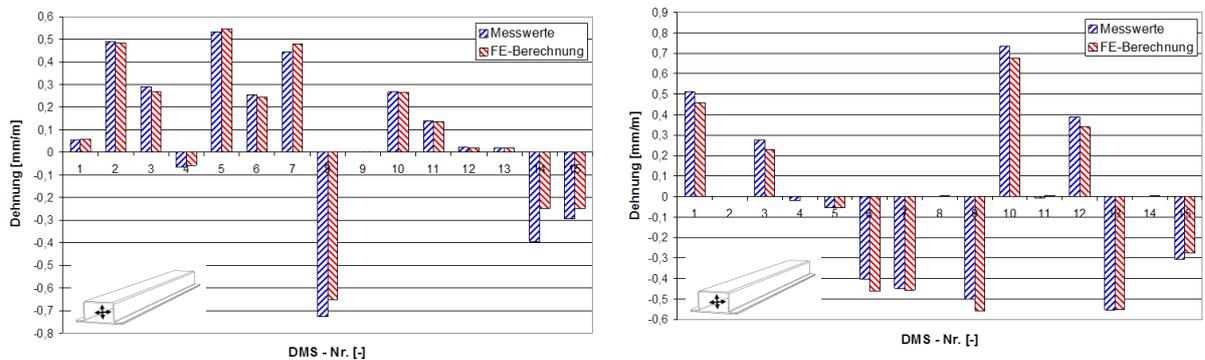


Abbildung 10-4: Gegenüberstellung gemessener und berechneter, lokaler Dehnungen an punkt- (links) und laser-geschweißten Hutprofilproben unter Innendruckbelastung

### 10.3 Versuchsergebnisse Klebverbindungen

Tabelle 10-10: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit dicken Scherzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge-  
teile: S235 entfettet und plasmaaktiviert, Überlapplänge  $l_{ij} = 5$  mm, Probenbreite  $b = 20$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$   
mm, Spannungsverhältnis  $R = 0,1$ , Prüffrequenz  $f = 10$  Hz, Raumklima.

Probennummer	Nennspannungs- amplitude	Anrisschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
	$\tau_{n,a}$ [MPa]	$N_A$	$N_B$		
P2-026	11,5	154 900	157 844	k	14,94
P2-027	13,0	6 500	9 094	$\tau_{a,N=2e06}$	9,32
P2-028	10,0	960 000	1 053 406	$T_t$	1 : 1,11
P2-029	10,0	1 015 000	1 130 477	$T_N$	1 : 4,55
P2-030	11,5	32 300	36 578		
P2-031	13,0	17 500	18 327		
P2-038	10,0	297 500	429 671		
P2-039	13,0	14 500	16 462		
P2-041	10,0	402 000	879 456		
P2-044	11,5	48 500	83 879		
P2-051	11,5	24 500	28 009		
P2-068	13,0	26 000	28 035		

\* beschleunigte Verschiebungszunahme (Setzdehnungsmesser)

Tabelle 10-11: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit dicken Scherzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge-  
teile: S235 entfettet und plasmaaktiviert, Überlapplänge  $l_{ij} = 5$  mm, Probenbreite  $b = 20$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$   
mm, Spannungsverhältnis  $R = 0,4$ , Prüffrequenz  $f = 10$  Hz, Raumklima.

Probennummer	Nennspannungs- amplitude	Anrisschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
	$\tau_{n,a}$ [MPa]	$N_A$	$N_B$		
P2-070	8,0	43 000	52 009	k	--
P2-071	7,0	190 000	199 311	$\tau_{a,N=2e06}$	--
P2-072	9,0	5 800	7 290	$T_t$	--
				$T_N$	--

\* beschleunigte Verschiebungszunahme (Setzdehnungsmesser)

Tabelle 10-12: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit dicken Scherzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge-  
teile: S235 entfettet und plasmaaktiviert, Überlapplänge  $l_{ij} = 5$  mm, Probenbreite  $b = 20$  mm, Klebschichtdicke  $t_A =$   
 $0,3$  mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_s = 1e04$ , Prüffrequenz  $f = 10$  Hz, Raumklima.

Probennummer	Nennspannungs- amplitude	Anrisschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
	$\tau_{n,a}$ [MPa]	$N_A$	$N_B$		
P2-032	15,0	735 139	753 042	k	--
P2-033	17,0	216 000	223 643	$\tau_{a,N=2e06}$	--
P2-034	18,5	56 000	59 340	$T_t$	--
P2-056	17	29 600	32 184	$T_N$	--

P2-067	15	160 000	226 477
--------	----	---------	---------

\* beschleunigte Verschiebungszunahme (Setzdehnungsmesser)

Tabelle 10-13: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit dicken Scherzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Fügeiteile: S235 entfettet und plasmaaktiviert, Überlapplänge  $l_{ij} = 5$  mm, Probenbreite  $b = 20$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$  mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_5 = 1e05$ , Prüffrequenz  $f = 10$  Hz, Raumklima.

Probennummer	Nennspannungs- amplitude $\tau_{n,a}$ [MPa]	Anrisschwing- spielzahl* $N_A$	Bruchschwing- spielzahl $N_B$	Parameter
P2-036	13,0	13 600 000	14 562 678	k
P2-045	15,0	921 000	1 084 441	$\tau_{a,N=2e06}$
P2-046	14,0	2 050 000	2 714 206	$T_\tau$
P2-054	15,0	656 000	726 009	$T_N$

\* beschleunigte Verschiebungszunahme (Setzdehnungsmesser)

Tabelle 10-14: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit dicken Scherzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Fügeiteile: S235 entfettet und plasmaaktiviert, Überlapplänge  $l_{ij} = 5$  mm, Probenbreite  $b = 20$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$  mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_5 = 1e06$ , Prüffrequenz  $f = 10$  Hz, Raumklima.

Probennummer	Nennspannungs- amplitude $\tau_{n,a}$ [MPa]	Anrisschwing- spielzahl* $N_A$	Bruchschwing- spielzahl $N_B$	Parameter
P2-047	14,0	5 420 000	5 725 791	k
				$\tau_{a,N=2e06}$
				$T_\tau$
				$T_N$

\* beschleunigte Verschiebungszunahme (Setzdehnungsmesser)

Tabelle 10-15: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit dicken Scherzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Fügeiteile: S235 entfettet und plasmaaktiviert, Überlapplänge  $l_{ij} = 5$  mm, Probenbreite  $b = 20$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$  mm, Lastkollektiv „CARLOS vertikal, modifiziert“, Prüffrequenz  $f = 10$  Hz, Raumklima.

Probennummer	Nennspannungs- amplitude $\tau_{n,a}$ [MPa]	Anrisschwing- spielzahl* $N_A$	Bruchschwing- spielzahl $N_B$	Parameter
P2-048	15,0	5 000 000	5 373 752	k
P2-049	17,0	977 000	1 427 287	$\tau_{a,N=2e06}$
P2-050	18,0	180 000	183 009	$T_\tau$
P2-052	18,0	50 000	52 009	$T_N$
P2-055	17,0	181 000	187 193	
P2-061	17,0	238 000	250 999	
P2-062	15,0	500 000	519 808	

\* beschleunigte Verschiebungszunahme (Setzdehnungsmesser)

Tabelle 10-16: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit Schälzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge­teile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Über­lapplänge  $l_{\text{Ü}} = 16,5$  mm, Probenbreite b = 50 mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,15$  mm, Spannungsverhältnis R = 0,1, Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Schälspannungs- amplitude	Anrissschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl		Parameter
Probennummer	$\sigma_{x,a}$ [N/mm]	$N_A$	$N_B$		
SZ-007	20,0	9 400	29 344	k	11,13
SZ-009	18,0	50 100	94 620	$\sigma_{x,a,N=2e06}$	14,31
SZ-010	18,0	127 000	204 181	$T_{\sigma}$	1 : 1,11
SZ-014	17,0	67 300	203 803	$T_N$	1 : 3,15
SZ-016	16,0	165 000	380 955		
SZ-023	14,5	1 400 000	2 375 528		
SZ-024	22,0	5 300	10 792		
SZ-029	20,0	44 300	84 224		
SZ-030	17,0	156 000	267 371		
SZ-031	15,5	490 000	883 720		
SZ-032	14,5	1 600 000	2 404 328		
SZ-045	22,0	17 600	36 258		

\* beschleunigter Steifigkeitsabfall

Tabelle 10-17: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit Schälzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge­teile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Über­lapplänge  $l_{\text{Ü}} = 16,5$  mm, Probenbreite b = 50 mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,15$  mm, Spannungsverhältnis R = 0,5, Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Schälspannungs- amplitude	Anrissschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl		Parameter
Probennummer	$\sigma_{x,a}$ [N/mm]	$N_A$	$N_B$		
SZ-011	16,0	7 100	24 374	k	14,20
SZ-012	14,0	240 000	389 747	$\sigma_{x,a,N=2e06}$	11,78
SZ-013	15,0	20 000	43 158	$T_{\sigma}$	1 : 1,11
SZ-017	14,5	20 000	57 901	$T_N$	1 : 4,20
SZ-018	13,0	140 000	293 213		
SZ-021	12,0	1 530 000	3 142 478		
SZ-025	18,0	4 500	7 076		
SZ-026	12,5	178 000	635 726		

\* beschleunigter Steifigkeitsabfall

Tabelle 10-18: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit Schälzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Fügeteile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Überlapplänge  $l_{ij}$  = 16,5 mm, Probenbreite b = 50 mm, Klebschichtdicke  $t_A$  = 0,15 mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_5$  = 1e04, Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Schälspannungs- amplitude	Anrisschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
Probennummer	$\sigma_{x,a}$ [N/mm]	$N_A$	$N_B$		
SZ-038	30,0	12 500	16 953	k	--
SZ-040	26,0	30 000	45 900	$\sigma_{x,a,N=2e06}$	--
SZ-041	26,0	73 000	97 000	$T_\sigma$	--
				$T_N$	--

\* beschleunigter Steifigkeitsabfall

Tabelle 10-19: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit Schälzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Fügeteile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Überlapplänge  $l_{ij}$  = 16,5 mm, Probenbreite b = 50 mm, Klebschichtdicke  $t_A$  = 0,15 mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_5$  = 5e04, Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Schälspannungs- amplitude	Anrisschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
Probennummer	$\sigma_{x,a}$ [N/mm]	$N_A$	$N_B$		
SZ-034	26,0	26 100	289 861	k	--
SZ-036	22,0	418 800	775 490	$\sigma_{x,a,N=2e06}$	--
SZ-037	18,0	4 655 000	6 929 951	$T_\sigma$	--
				$T_N$	--

\* beschleunigter Steifigkeitsabfall

Tabelle 10-20: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit Schälzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Fügeteile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Überlapplänge  $l_{ij}$  = 16,5 mm, Probenbreite b = 50 mm, Klebschichtdicke  $t_A$  = 0,15 mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_5$  = 1e05, Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Schälspannungs- amplitude	Anrisschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
Probennummer	$\sigma_{x,a}$ [N/mm]	$N_A$	$N_B$		
SZ-039	22,0	128 900	1 431 990	k	--
SZ-059	22,0	611 000	1 213 802	$\sigma_{x,a,N=2e06}$	--
				$T_\sigma$	--
				$T_N$	--

\* beschleunigter Steifigkeitsabfall

Tabelle 10-21: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit Schälzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge­teile: DP-K34/60+ZE 75/75 t = 1,35 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Über­lapp­länge  $l_{\bar{0}}$  = 16,5 mm, Probenbreite b = 50 mm, Klebschichtdicke  $t_A$  = 0,15 mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_5$  = 1e06, Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Schälspannungs- amplitude	Anrissschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
Probennummer	$\sigma_{x,a}$ [N/mm]	$N_A$	$N_B$		
SZ-071	20,0	8 500 000	14 117 987	k	--
SZ-072	20,0	10 000 000	15 139 067	$\sigma_{x,a,N=2e06}$	--
				$T_{\sigma}$	--
				$T_N$	--

\* beschleunigter Steifigkeitsabfall

Tabelle 10-22: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit Schälzugproben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge­teile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Über­lapp­länge  $l_{\bar{0}}$  = 16,5 mm, Probenbreite b = 50 mm, Klebschichtdicke  $t_A$  = 0,15 mm, Lastkollektiv „CARLOS vertikal, modifiziert“, Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Schälspannungs- amplitude	Anrissschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
Probennummer	$\sigma_{x,a}$ [N/mm]	$N_A$	$N_B$		
SZ-050	28,0	60 800	94 190	k	7,84
SZ-051	31,0	90 450	206 009	$\sigma_{x,a,N=2e06}$	20,14
SZ-052	26,0	162 000	301 121	$T_{\sigma}$	1 : 1,27
SZ-053	24,0	727 000	1 341 666	$T_N$	1 : 6,38
SZ-062	22,0	251 000	575 785		
SZ-063	20,0	1 340 000	2 754 299		
SZ-066	18,0	3 000 000	4 389 650		
SZ-067	30,0	16 000	27 353		
SZ-068	22,0	527 650	847 953		

\* beschleunigter Steifigkeitsabfall

Tabelle 10-23: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit bauteilähnlichen Proben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge­teile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm und DP-W600 t = 2,0 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Klebflanschbreite  $b_A$  = 16 mm, Klebschichtdicke  $t_A$  = 0,3 mm, Spannungsverhältnis R = 0,1, Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Kraftamplitude	Anrissschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
Probennummer	$F_a$ [kN]	$N_A$	$N_B$		
BP-002	6,0	1 100	3 811	k	9,92
BP-003	4,0	30 000	191 536	$F_{a,N=2e06}$	3,23
BP-004	3,1	604 400	4 350 117	$T_F$	1 : 1,15
BP-005	3,3	400 000	2 491 976	$T_N$	1 : 3,86
BP-006	3,65	182 000	992 634		
BP-007	5,0	6 500	22 398		

BP-015	4,5	30 000	142 794
BP-021	3,3	301 000	2 149 683
BP-026	5,5	2 500	16 554
BP-047	4,8	4 300	25 352
BP-048	3,65	25 300	210 509
BP-058	3,3	254 200	876 503

\* mittels TSA detektierte Oberflächenspannungsumlagerung

Tabelle 10-24: Ergebnisse von Einstufenversuchen mit bauteilähnlichen Proben, Klebstoff: Betamate 1496V, Fügeteile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm und DP-W600 t = 2,0 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Klebflanschbreite  $b_A = 16$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$  mm, Spannungsverhältnis R = 0,5, Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Kraftamplitude	Anrisschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl		Parameter
Probennummer	$F_a$ [kN]	$N_A$	$N_B$		
BP-008h**	4,0	26 800	102 178	k	9,98
BP-009	3,1	295 000	2 003 850	$F_{a,N=2e06}$	2,87
BP-010	4,6	600	6 700	$T_F$	1 : 1,18
BP-011	2,8	750 000	2 537 347	$T_N$	1 : 5,32
BP-012	2,6	584 900	4 499 140		
BP-014	4,6	13 100	50 386		
BP-035	4,0	11 800	78 841		
BP-036	3,3	79 600	468 036		
BP-043	3,65	12 200	94 177		
BP-044	4,6	6 600	36 895		
BP-050	3,65	41 500	148 357		
BP-051	4,3	1 800	13 572		

\* mittels TSA detektierte Oberflächenspannungsumlagerung

\*\* hochgesetzter Durchläufer

Tabelle 10-25: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit bauteilähnlichen Proben, Klebstoff: Betamate 1496V, Fügeteile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm und DP-W600 t = 2,0 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Klebflanschbreite  $b_A = 16$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$  mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_5 = 1e04$ , Prüffrequenz f = 10 Hz, Raumklima.

	Kraftamplitude	Anrisschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl		Parameter
Probennummer	$F_a$ [kN]	$N_A$	$N_B$		
BP-022	7,5	17 700	147 363	k	--
BP-042	8,0	25 300	72 189	$F_{a,N=2e06}$	--
BP-055	7,0	27 700	92 182	$T_\sigma$	--
				$T_N$	--

\* mittels TSA detektierte Oberflächenspannungsumlagerung

Tabelle 10-26: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit bauteilähnlichen Proben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge­teile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm und DP-W600 t = 2,0 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Klebflanschbreite  $b_A = 16$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$  mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_5 = 1e05$ , Prüffrequenz  $f = 10$  Hz, Raum-klima.

Probennummer	Kraftamplitude	Anrissschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
	$F_a$ [kN]	$N_A$	$N_B$		
BP-016	6,0	179 700	485 809	k	--
BP-017	5,0	1 424 600	7 914 509	$F_{a,N=2e06}$	--
BP-023	6,0	200 200	800 976	$T_\sigma$	--
BP-053	6,0	101 500	362 500	$T_N$	--

\* mittels TSA detektierte Oberflächenspannungsumlagerung

Tabelle 10-27: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit bauteilähnlichen Proben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge­teile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm und DP-W600 t = 2,0 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Klebflanschbreite  $b_A = 16$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$  mm, Lastkollektiv „Gauß“  $L_5 = 1e06$ , Prüffrequenz  $f = 10$  Hz, Raum-klima.

Probennummer	Kraftamplitude	Anrissschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
	$F_a$ [kN]	$N_A$	$N_B$		
BP-025	5,8	1 181 800	4 075 258	k	--
BP-037	5,8	486 800	1 622 562	$F_{a,N=2e06}$	--
BP-040	5,5	555 400	2 314 099	$T_\sigma$	--
BP-057	5,0	2 390 500	15 936 759	$T_N$	--

\* mittels TSA detektierte Oberflächenspannungsumlagerung

Tabelle 10-28: Ergebnisse von Mehrstufenversuchen mit bauteilähnlichen Proben, Klebstoff: Betamate 1496V, Füge­teile: DP-K34/60+ZE75/75 t = 1,35 mm und DP-W600 t = 2,0 mm entfettet und beölt mit Korrosionsschutzöl Fuchs Anticorit PL 3802-39 S, Klebflanschbreite  $b_A = 16$  mm, Klebschichtdicke  $t_A = 0,3$  mm, Lastkollektiv „CARLOS vertikal, modifiziert“, Prüffrequenz  $f = 10$  Hz, Raumklima.

Probennummer	Kraftamplitude	Anrissschwing- spielzahl*	Bruchschwing- spielzahl	Parameter	
	$F_a$ [kN]	$N_A$	$N_B$		
BP-027	6,3	152 800	636 574	k	7,91
BP-028	6,0	397 900	1 657 845	$F_{a,N=2e06}$	5,68
BP-029	6,0	205 200	1 025 990	$T_F$	1 : 1,13
BP-030	6,5	120 230	924 848	$T_N$	1 : 2,64
BP-033	4,8	780 000	6 926 531		
BP-034	5,5	509 800	3 186 529		
BP-038	5,4	656 600	2 626 283		
BP-041	4,9	2 228 600	12 381 306		
BP-046	5,0	825 741	3 058 301		

\* mittels TSA detektierte Oberflächenspannungsumlagerung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, eine anwendungsnahe Lebensdaueranalyse geklebter Strukturen unter schwingender Belastung mit variablen Amplituden zu ermöglichen. Die betrachteten Klebverbindungen finden sich vermehrt u. a. im modernen Fahrzeugbau.

Um verlässliche Schwingfestigkeitskennwerte experimentell ermitteln zu können, werden Randbedingungen zur Versuchsdurchführung definiert und eine geeignete bauteilähnliche Probe entwickelt. Das Verhalten struktureller Klebverbindungen von Stahlblechen unter Belastung mit variablen Amplituden wird unter Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten für unterschiedliche Beanspruchungsarten untersucht. Rechnerisch erfolgt eine Lebensdaueranalyse basierend auf mittels FEM berechneten Effektivspannungen und Referenzwöhlerlinien. Die Kollektivbelastung wird über eine lineare Schadensakkumulation berücksichtigt. Dabei werden Schadenssummen  $D \approx 0,1$  beobachtet, die sowohl von der Beanspruchung, der Belastung als auch dem Versagenskriterium abhängig sind. Die alternative bruchmechanische Betrachtung einer Versagensschwelle unterstreicht vor dem Hintergrund einer mangelnden Dauerfestigkeit den Wert einer geeigneten Schadensakkumulation.

ISBN 978-3-8396-0758-9



9 783839 607589