

5 Numerische Untersuchungen

Neben den durchgeführten Experimenten bilden die numerischen Untersuchungen einen weiteren Schwerpunkt. Dabei wurden sowohl die erforderlichen Stoffgesetze bestimmt sowie Voraus- und Nachrechnungen der Experimente an den Modellkörpern durchgeführt, siehe [Anhang A.25](#).

Ausgangspunkt der numerischen Arbeiten sind FE-Rechnungen an Gasturbinen zur Ermittlung der typischen Spannungs- und Verformungszustände im Bereich der Schaufel-Scheibe-Verbindung, siehe Abschnitt 3.4. Die hierbei gewonnenen Erkenntnisse wurden unter anderem zur Optimierung der Versuchsrandbedingungen herangezogen, so dass eine bestmögliche Übereinstimmung der Beanspruchung von realem Bauteil und Modellkörper an der höchstbeanspruchten Stelle gegeben ist. Zur Vorausrechnung der Experimente wurden dabei konventionelle Werkstoffgesetze (linearelastisches und elastisch-plastisches Werkstoffverhalten) verwendet.

5.1 Entwicklung und Verifizierung der Werkstoffmodelle

Die Nachrechnung der LCF-Versuche an den Modellkörpern bei 550 °C erfordert Werkstoffmodelle, die statisches, zyklisches und viskoplastisches Werkstoffverhalten abbilden können. Hierzu ist prinzipiell das Werkstoffmodell von Chaboche/Nouailhas geeignet, das bereits in zahlreichen Forschungsarbeiten [6-8, 60, 61, 68, 69] mit Erfolg eingesetzt wurde. Der komplette Satz der konstitutiven Gleichungen wurde bereits in Abschnitt 2.4 vorgestellt.

Allgemeines

In kommerziellen FE-Programmen stehen komplexe viskoplastische Werkstoffmodelle in der Regel nicht zur Verfügung. Die Stoffgleichungen müssen daher selbstständig programmiert werden. Im FE-Code ABAQUS [82] steht hierzu die benutzerdefinierte Routine UMAT bereit, in der beliebige Werkstoffmodelle implementiert werden können. In dieser Arbeit wurde dabei auf das von Xu [7] modifizierte und verifizierte Werkstoffmodell von Chaboche/Nouailhas zurückgegriffen.

Es ist insbesondere aus Rechenzeitgründen sinnvoll, nur diejenigen Teile des Werkstoffmodells von Chaboche/Nouailhas zu berücksichtigen, die einen signifikanten Einfluss auf die Berechnungsergebnisse haben. Aus diesem Grund wurden folgende Vereinfachungen vorgenommen:

- keine Berücksichtigung der Dehnungsgedächtnisfläche,
- keine Anpassung des Tangentenmoduls.

Mit diesen Vereinfachungen sind hinsichtlich der Anforderungen aus der vorliegenden Aufgabenstellung keine relevanten Einschränkungen oder Ungenauigkeiten verbunden. Andererseits vereinfachen sich auf diese Weise die charakteristischen Stoffgleichungen, siehe Anhang A.26.

Der Schwerpunkt dieser Arbeit liegt auf der Beschreibung und Berechnung von zyklischen Beanspruchungen. Da zudem nicht mit hohen Kriechgeschwindigkeiten zu rechnen ist, kann auf die Berücksichtigung einer Sättigungsgrenze für die Viskoplastizität verzichtet werden. Deshalb wurde der Exponent aus der viskoplastischen Potentialfunktion zu $\alpha = 0$ gewählt, wie dies bereits von Xu [7] angesetzt wurde.

Unter Berücksichtigung dieser Vereinfachungen müssen für jeden Werkstoff und für jede Temperatur 14 Materialparameter angepasst werden. Die hierbei anzuwendende Vorgehensweise wird im Folgenden ausführlich beschrieben.

Neben der korrekten Programmierung der Stoffgleichungen besteht die wichtigste Aufgabe für Anwender von viskoplastischen Stoffgesetzen in der möglichst optimalen Bestimmung der Materialparameter. Dies stellt aus mehreren Gründen eine anspruchsvolle Aufgabe dar:

- große Anzahl der zu optimierenden Parameter,
- gegenseitige Beeinflussung der Parameter,
- Schwierigkeit, eine mathematische Gleichung für eine optimale Parameterwahl anzugeben.

Darüber hinaus treten auch numerische Probleme auf, da manche Berechnungsansätze aufgrund ihrer mathematischen Struktur (z. B. Exponentialfunktionen, hyperbolische Funktionen) sehr empfindlich gegenüber kleinen Änderungen der Materialparameter sind.

Materialparameter für phänomenologische viskoplastische Stoffgesetze werden durch Anpassung an experimentelle Ergebnisse ermittelt, die in der Regel bei einachsigen Spannungszustand ermittelt werden. Für einachsige Spannungszustände vereinfachen sich die Gleichungen erheblich, siehe Anhang A.27.

Zur Basischarakterisierung der Versuchswerkstoffe wurden Zugversuche, LCF-Versuche und Zeitstandversuche herangezogen.

Zur systematischen Bestimmung der Materialparameter sind prinzipiell die folgenden Teilschritte auszuführen:

- sukzessive Ermittlung der Parameter unter vereinfachenden Annahmen (physikalische Optimierung),
- Definition einer Gütefunktion, die eine quantitative Bewertung der ermittelten Parameter ermöglicht,
- Durchführung einer Optimierungsrechnung (z. B. stochastische Optimierung),
- Kontrolle, ob „optimale“ Parameter physikalisch sinnvoll sind.

Die dabei anzuwendende Vorgehensweise ist im Anhang A.28 zusammengefasst veranschaulicht. Eine Gliederung der zu bestimmenden Materialkonstanten ist in Tabelle 5.1 dargestellt.

Materialkonstanten	Werkstoffverhalten	Verformungsverhalten
E, μ	elastisches Verhalten	Elastizität
a_1, c_1, a_2, c_2, a_3	kinematische Verfestigung	Plastizität
$\beta_1, r_1, \beta_2, r_2$	kinematische Verfestigung (Erholung)	
b, Q	isotrope Verfestigung	
k, n, K, α	viskoplastisches Materialverhalten	

Tabelle 5.1: Gliederung der Materialparameter

Physikalische Parameterbestimmung

Bei der sukzessiven Parameterermittlung werden physikalisch begründete Vereinfachungen getroffen, die eine Entkopplung der konstitutiven Gleichungen zur Folge haben. Beispielsweise geht man davon aus, dass die kinematische Verfestigung wesentlich schneller als die isotrope Verfestigung wirksam wird. Aus diesem Grund werden die drei kinematischen Variablen X_1 , X_2 und X_3 aus der statischen Fließkurve des Werkstoffs bestimmt, wobei der Einfluss der isotropen Verfestigung sowie der Viskospannung vernachlässigt wird. Mit $R = \sigma_{vis} = 0$ ergibt sich für die Spannung während der Erstbelastung

$$\sigma = k^* + X, \quad (5.1)$$

wobei die Spannung k^* das Ende des elastischen Bereichs kennzeichnet. Üblicherweise werden zwei kinematische Variablen nichtlinear gewählt, während die dritte Variable linear sein soll.

$$X = X_1 + X_2 + X_3 = a_1 \cdot (1 - e^{-c_1 \epsilon_{pl}}) + a_2 \cdot (1 - e^{-c_2 \epsilon_{pl}}) + a_3 \cdot \epsilon_{pl} \quad (5.2)$$

Im Rahmen dieser Arbeit konnte festgestellt werden, dass mit drei kinematischen Variablen eine hervorragende Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens möglich ist. Die physikalische Bestimmung der Materialkonstanten für die kinematische Verfestigung ist am Beispiel des Werkstoffs IN 718 bei Raumtemperatur in Bild 5.1 dargestellt.

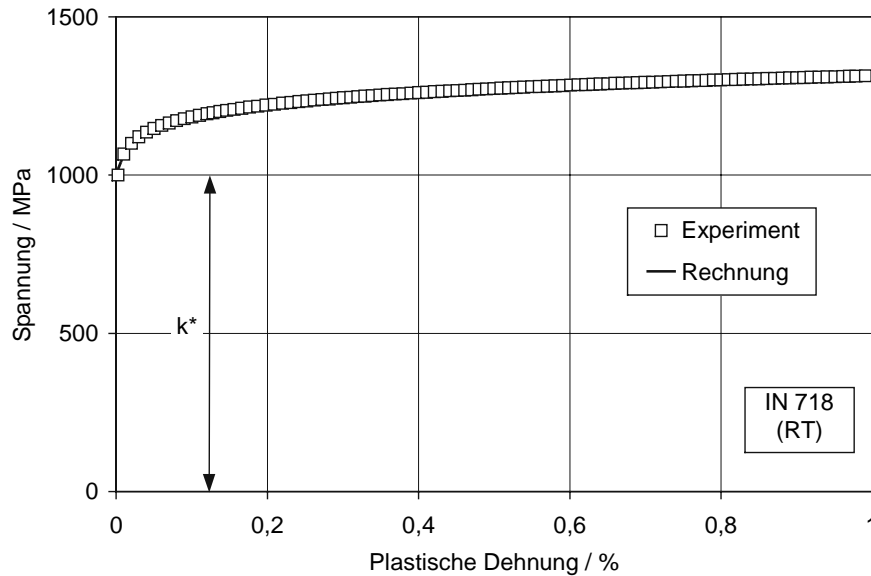


Bild 5.1: Physikalische Anpassung der kinematischen Variablen

Die isotrope Variable R beschreibt die zyklische Ver- bzw. Entfestigung des Werkstoffs zwischen dem ersten Zyklus und dem stabilisierten Zustand. Ein Sonderfall ist dabei die Grenzspannung Q , die gerade der Differenz zwischen der zyklischen und der statischen Fließkurve entspricht. Häufig wird der Einfachheit halber ein konstanter Wert von Q für sämtliche Dehnungsamplituden angenommen.

Aus der Integration der Differentialgleichung für die isotrope Variable in Anhang A.27 folgt für die Bestimmungsgleichung das charakteristische Verhältnis

$$\frac{\sigma_{\max}(N) - \sigma_{\max}(N=1)}{\sigma_{\max}(N=N_A/2) - \sigma_{\max}(N=1)} = \frac{R}{Q} = 1 - e^{-b \cdot p}, \quad (5.3)$$

wobei für die akkumulierte plastische Dehnung die einfache Näherungsbeziehung

$$p = 2 N \Delta \varepsilon_{pl} \quad (5.4)$$

angesetzt wird. Zur Anpassung des Exponenten b werden dehnungs- oder spannungskontrollierte LCF-Versuche benötigt. Ein Beispiel für den Werkstoff IN 939 bei 550 °C zeigt, dass hierbei zum Teil mit einer erheblichen Streuung der Versuchsergebnisse bzw. mit einer Abhängigkeit der Ergebnisse von der Dehnungsschwingbreite zu rechnen ist, siehe Bild 5.2.

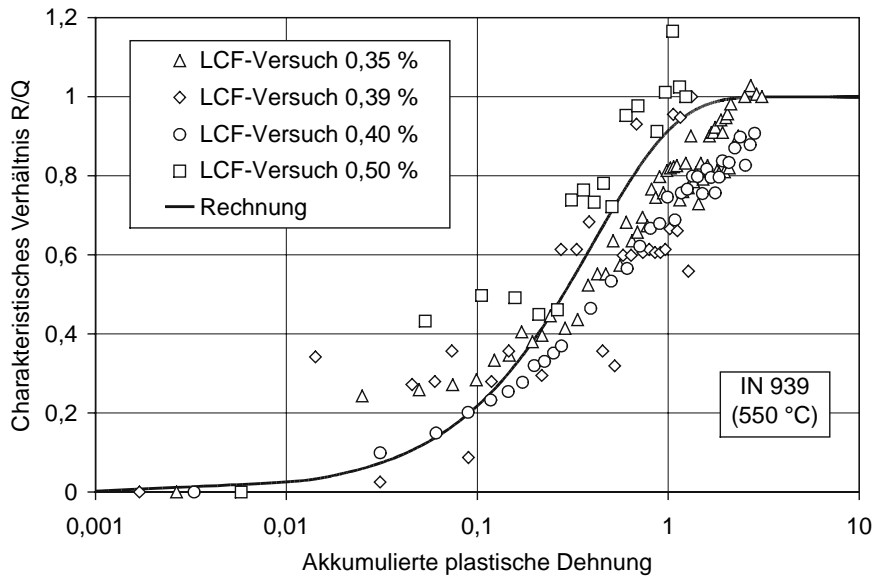


Bild 5.2: Physikalische Anpassung des Exponenten b der isotropen Variable

Mit der Bestimmung des Exponenten b ist physikalisch gesehen eine Anpassung der isotropen Ver- bzw. Entfestigungsvorgänge an das spezifische Werkstoffverhalten in Abhängigkeit von der akkumulierten plastischen Dehnung verbunden.

Die Anpassung der viskoplastischen Variable σ_{vis} erfolgt anhand von Zeitstandversuchen. Dabei wird der Einfluss der isotropen Verfestigung vernachlässigt, da die akkumulierte plastische Dehnung hier im Vergleich zu LCF-Versuchen gering ist. Bei der Bestimmung der plastischen Dehnrates werden in der Regel die minimalen Kriechgeschwindigkeiten herangezogen. Für den Schaufelwerkstoff IN 939 ist diese Anpassung beispielhaft in **Bild 5.3** dargestellt.

$$\sigma_{vis} = \sigma - X - k = K \cdot \sqrt[n]{|\dot{\epsilon}_{pl}|} \tag{5.5}$$

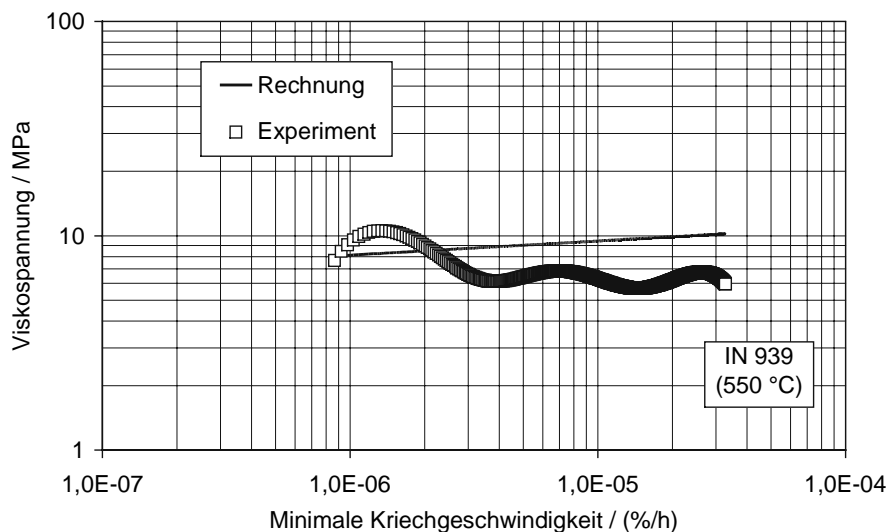


Bild 5.3: Physikalische Anpassung der Parameter für die viskoplastische Variable

Berechnungsprogramm für einachsige Experimente

Zur Optimierung und Verifizierung von ermittelten Materialparametern müssen zahlreiche Zug-, LCF- und Zeitstandversuche nachgerechnet und mit Experimenten verglichen werden. Hierzu wurde ein spezielles Berechnungsprogramm entwickelt, mit dem Versuche bei einachsigem Spannungszustand mit dem Chaboche/Nouailhas-Modell nachgerechnet werden können, siehe [Bild 5.4](#).

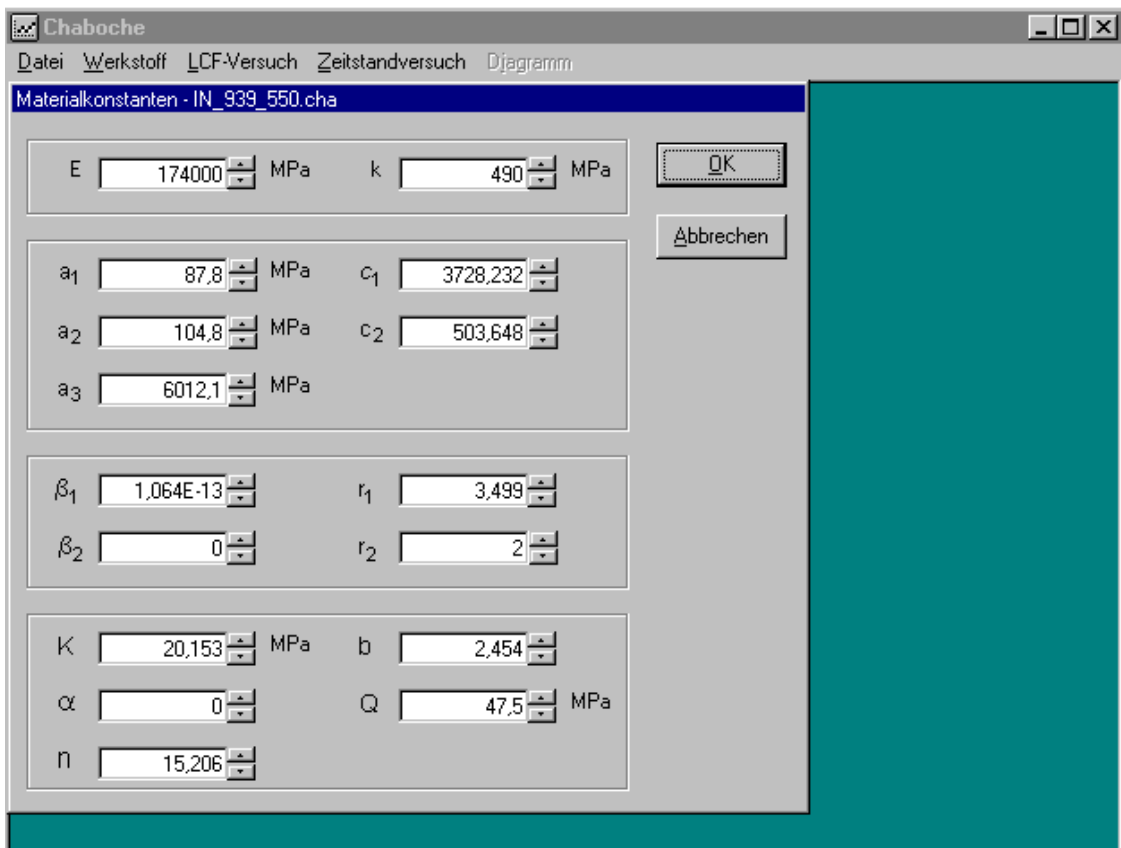


Bild 5.4: Berechnungsprogramm für einachsige Experimente

Beispielhaft ist das Ablaufdiagramm für die Nachrechnung eines dehnungskontrollierten LCF-Versuchs dargestellt, siehe [Anhang A.29](#). Als besonderer Vorteil dieses Berechnungsprogramms ist unter anderem die bequeme grafische Kontrollmöglichkeit der berechneten Ergebnisse zu nennen.

Stochastische Parameteroptimierung

Bei der physikalischen Parameterbestimmung wurden die Parameter sukzessiv so optimiert, dass die Nachrechnung von Versuchen unter vereinfachten Bedingungen mit bestmöglicher Genauigkeit möglich war. Diese Vernachlässigungen sind jedoch häufig nur für Teilbereiche der Experimente gültig, wie zum Beispiel für den ersten Zyklus eines LCF-Versuchs. Zudem beeinflussen sich die Parameter zum Teil gegenseitig, so dass die Interaktion prinzipiell nicht zu vernachlässigen ist.

Der gefundene Parametersatz aus der physikalischen Anpassung dient als Basis für weitere Optimierungsrechnungen, wobei dann die vollständigen einachsigen Stoffgleichungen nach Anhang A.27 herangezogen werden. Als Startwerte für die vier Materialparameter der Erholungsterme der kinematischen Verfestigung werden Angaben aus der Literatur [66, 69] verwendet, da im Rahmen dieser Arbeit keine physikalische Anpassung dieser Parameter durchgeführt wurde.

Zur systematischen Optimierung der Materialparameter wurde ein spezielles Programm entwickelt, mit dem sämtliche Parameter simultan optimiert werden. Kernstück dieses Programms ist die Gütefunktion, die eine quantitative Bewertung der Qualität der ermittelten Parameter ermöglicht. Durch Variation der Materialparameter soll ein Minimum dieser Gütefunktion berechnet werden. In der Gütefunktion werden die berechneten Abweichungen zwischen Experiment und Rechnung aus Zugversuchen, LCF-Versuchen und Zeitstandversuchen aufsummiert. Dabei ist es erforderlich, gegebenenfalls entsprechende Gewichtungen oder Nichtlinearitäten zu berücksichtigen, um den spezifischen Anforderungen an das Werkstoffmodell Rechnung zu tragen.

In der vorliegenden Arbeit bildet die korrekte Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens eine unabdingbare Voraussetzung zur erfolgreichen Nachrechnung der LCF-Versuche an den Modellkörpern. Demnach werden die Abweichungen bei der Simulation von zyklischen Versuchen stärker gewichtet als beispielsweise die Differenzen aus den Zeitstandversuchen, siehe Tabelle 5.2.

Versuch	Zugversuch	LCF-Versuch	Zeitstandversuch
Gewichtung	10 %	65 %	25 %
Typische Kriterien	$\sigma(\varepsilon)$ $\varepsilon = 0,5\%, 0,75\%, 1\%$	$\sigma_{\max}(N), \sigma_{\min}(N)$ $N = 1, N_A/5, N_A/2$	$\varepsilon_{pl}(t)$ $t = 10\text{ h}, 100\text{ h}, 1000\text{ h}$

Tabelle 5.2: Beispiel für eine Gütefunktion

Prinzipiell ist es das Ziel einer Optimierungsberechnung ohne Nebenbedingungen einen Parametervektor \bar{p} zu ermitteln, der eine skalare Gütefunktion $f(\bar{p})$ minimiert [89, 90]. Die Suche nach dem globalen Minimum \bar{p}^* ist bei Optimierungsproblemen mit einer Vielzahl von Parametern nahezu unmöglich, siehe Bild 5.5. Deswegen beschränkt man sich häufig auf die Suche nach lokalen Minima.

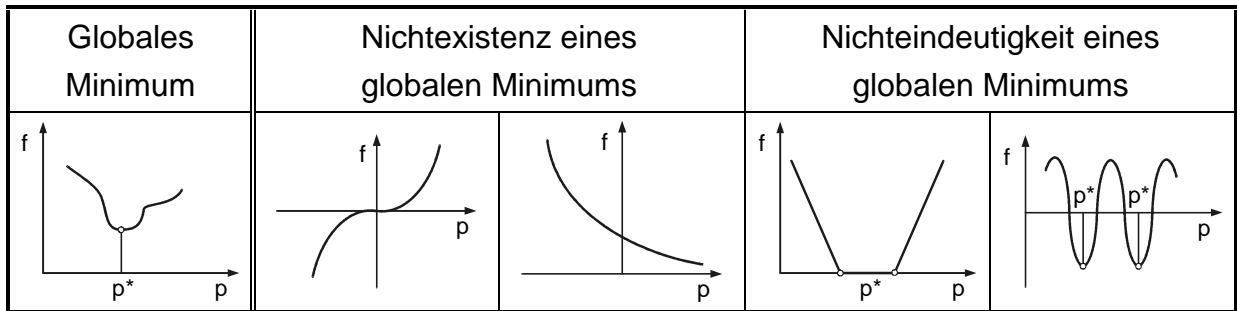


Bild 5.5: Mögliche Schwierigkeiten bei der Definition von Minima [90]

Bei der Abgrenzung von Optimierungsstrategien ist die vorliegende Verfahrensordnung und Modellordnung von entscheidender Bedeutung. Die Verfahrensordnung gibt dabei an, welche Informationen zur Festlegung der Suchrichtung der Parameter verwendet werden, während die Modellordnung ein Maß für die Effizienz des Optimierungsalgorithmus ist. Folgende grundlegende Verfahren werden dabei zur Lösung von Optimierungsproblemen eingesetzt:

- Zufallssuche (stochastische Optimierung),
- Gradientenverfahren,
- Newton-Verfahren.

Das einfachste Verfahren ist die stochastische Optimierungsmethode, bei der die Parameter zur Ermittlung einer optimalen Lösung zufällig variiert werden. Da zur Festlegung einer Suchrichtung nur die Funktionswerte, nicht jedoch beispielsweise die Gradienten zugrunde gelegt werden, arbeitet dieser Algorithmus im Vergleich zu aufwendigeren Verfahren etwas weniger effektiv. Der Vorteil dieser Methode liegt insbesondere in der einfachen Realisierung im Programm.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden sämtliche Parameter mit einem stochastischen Optimierungsalgorithmus bestimmt. Hierbei muss unter anderem festgelegt werden, in welchem Bereich die zu optimierenden Parameter variiert werden sollen. Es hat sich gezeigt, dass eine maximale Abweichung von 5 % bezüglich der Startwerte aus der physikalischen Anpassung ausreichend ist. Zur Berechnung eines optimalen Parametersatzes werden pro Werkstoff und Temperatur mit einem leistungsfähigen PC jeweils etwa zwei bis drei Stunden Rechenzeit benötigt.

Der vollständige Satz der stochastisch optimierten Materialparameter für das modifizierte Chaboche/Nouailhas-Modell für die Versuchswerkstoffe bei Raumtemperatur und 550 °C ist in Tabelle 5.3 dargestellt. Durch einen Vergleich mit der physikalischen Anpassung konnte gezeigt werden, dass diese Parameter auch werkstoffmechanisch gesehen eine korrekte Lösung darstellen, siehe auch Anhang A.28.

Werkstoff	IN 939 (Schaufel)		IN 718 (Scheibe)	
	RT	550 °C	RT	550 °C
E /GPa	191	174	203	171
μ	0,3	0,3	0,3	0,3
a_1 /MPa	106,2	87,8	124,5	192,7
c_1	1356,6	3728,2	5939,1	1857,2
a_2 /MPa	124,7	104,8	129,1	237,7
c_2	206,5	503,7	596,3	262,5
a_3 /MPa	2965,6	6012,1	7093,4	7446,4
β_1	0	$1,064 \cdot 10^{-13}$	0	$5,439 \cdot 10^{-11}$
r_1	1	3,499	1	4,865
β_2	0	0	0	0
r_2	1	1	1	1
b	5,527	2,454	0,750	3,038
Q/MPa	75,0	47,5	-197,0	-155,0
k/MPa	596,0	490,0	982,1	689,0
n	11,640	15,206	9,621	9,598
K/MPa	8,121	20,153	10,614	22,085
α	0	0	0	0

Tabelle 5.3: Materialparameter aus der stochastischer Optimierungsrechnung

Verifizierung der Werkstoffmodelle

Im Folgenden werden beispielhaft einige Ergebnisse aus der Simulation von LCF-Versuchen und Zeitstandversuchen dargestellt. Es sei ausdrücklich vermerkt, dass die Anpassung der Materialparameter auf einer wesentlich größeren Datenbasis beruht. Da bei der Anpassung der Parameter eine möglichst korrekte Nachrechnung von sämtlichen relevanten Experimenten angestrebt wird, kann dies bei einzelnen Versuchen auch zu etwas größeren Abweichungen führen.

Beispielhaft für die Nachrechnung von LCF-Versuchen an IN 939 wird ein Zyklus bei Raumtemperatur dargestellt, siehe Bild 5.6. Die Übereinstimmung von Experiment und Simulation ist gut.

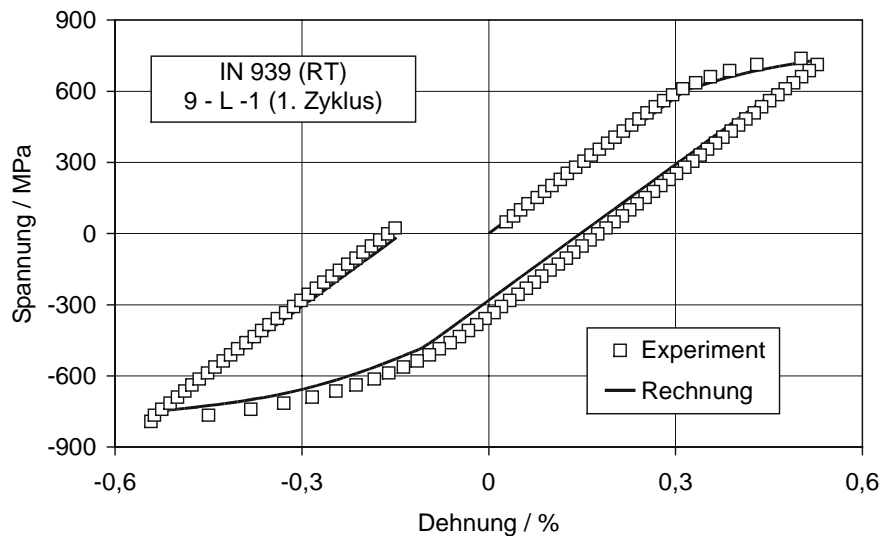


Bild 5.6: 1. Zyklus eines LCF-Versuchs an IN 939

Die LCF-Versuche wurden bis zur halben Anrisslastwechselzahl berechnet. Der Schaufelwerkstoff IN 939 verfestigt dabei geringfügig während der ersten Lastwechsel und zeigt anschließend weitgehend neutrales Verhalten, siehe [Bild 5.7](#).

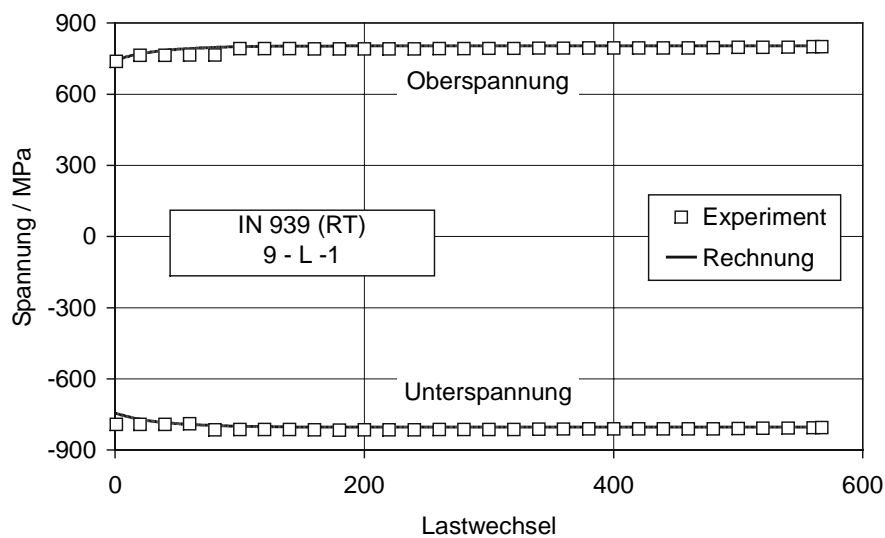


Bild 5.7: Maximal- und Minimalspannungen LCF-Versuch IN 939

Eine besonders anschauliche Darstellung der unterschiedlichen Verfestigungsmechanismen ist anhand eines einachsigen LCF-Versuchs am Schaufelwerkstoff IN 939 dargestellt. [Bild 5.8](#) zeigt die Projektion der charakteristischen Hystereseschleifen des 1. Zyklus und des Zyklus bei halber Anrisslastwechselzahl in die Oktaederebene, wobei in der Oktaederebene zusätzlich auch die Fließgrenzfläche für den unbelasteten Werkstoff eingezeichnet ist. Durch die Zuordnung der Fließgrenzflächen zu den Hystereseschleifen ist eine einfache grafische Darstellung der kinematischen bzw. isotropen Verfestigungsspannungen möglich.

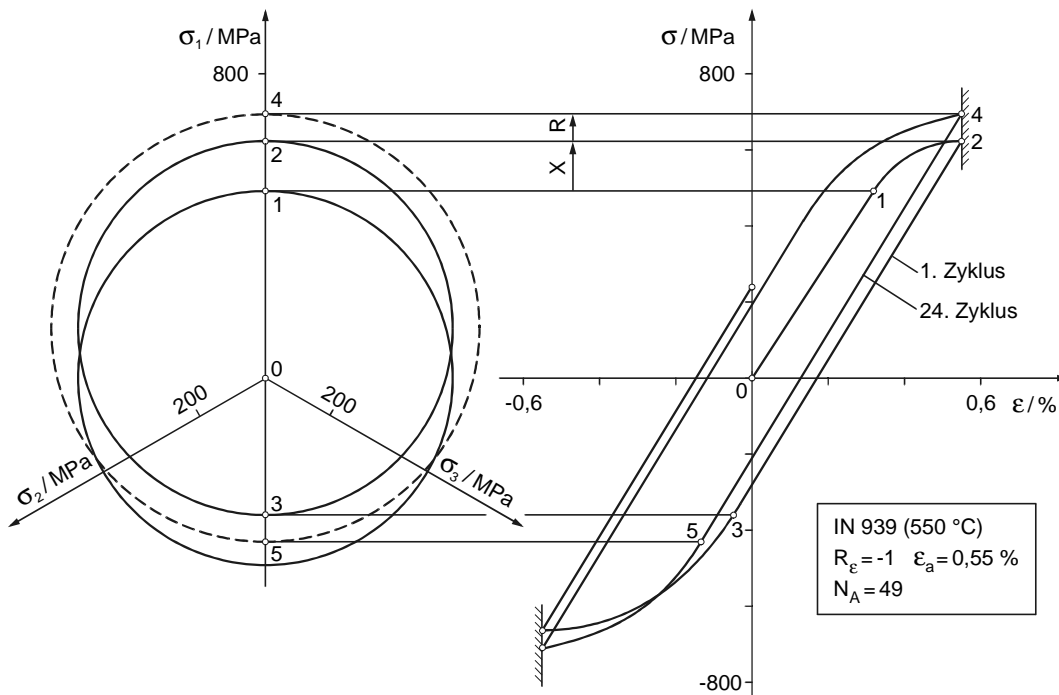


Bild 5.8: Veranschaulichung der kinematischen und isotropen Verfestigung

Die Simulation eines Zeitstandversuchs ist in [Bild 5.9](#) dargestellt. Zum einen zeigt sich erneut die außerordentlich geringe Kriechdehnungsgeschwindigkeit des IN 939 bei 550 °C, obwohl eine relativ hohe Prüfspannung simuliert wurde. Zum anderen werden die Grenzen der Anwendung der einfachen Kriechgleichung im Chaboche-Modell deutlich, da bei längerer Versuchsdauer die berechnete Kriechdehnung deutlich unterhalb der im Versuch ermittelten liegt. Diese Einschränkung ist jedoch für die vorliegende Arbeit ohne Relevanz, da eine maximale Versuchszeit in den LCF-Versuchen von unter 1000 Stunden erreicht wurde. Für darüber hinaus gehende Anwendungsbereiche wäre gegebenenfalls ein erweitertes Chaboche-Modell unter Berücksichtigung von Schädigungseinflüssen einzusetzen.

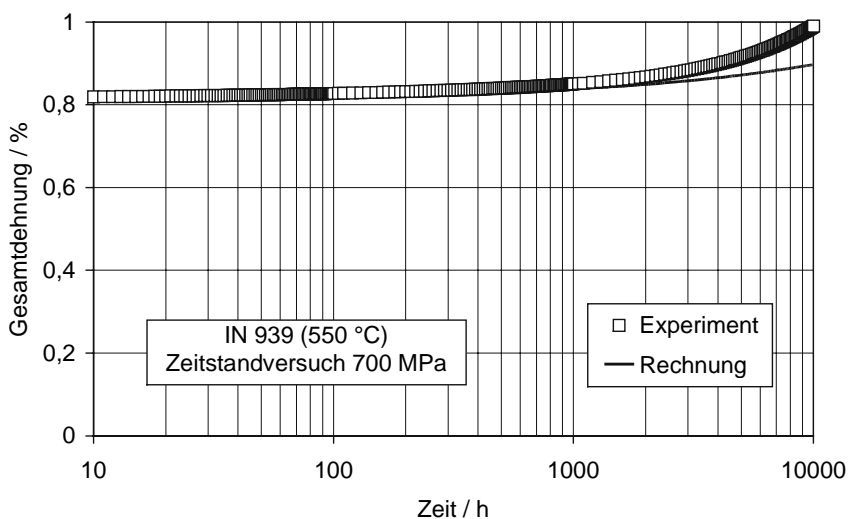


Bild 5.9: Zeitstandversuch IN 939

Zur Verifizierung der ermittelten Materialparameter für den Scheibenwerkstoff IN 718 ist beispielhaft die Nachrechnung eines dehnungskontrollierten LCF-Versuchs bei 550 °C dargestellt, siehe Bild 5.10 und Bild 5.11.

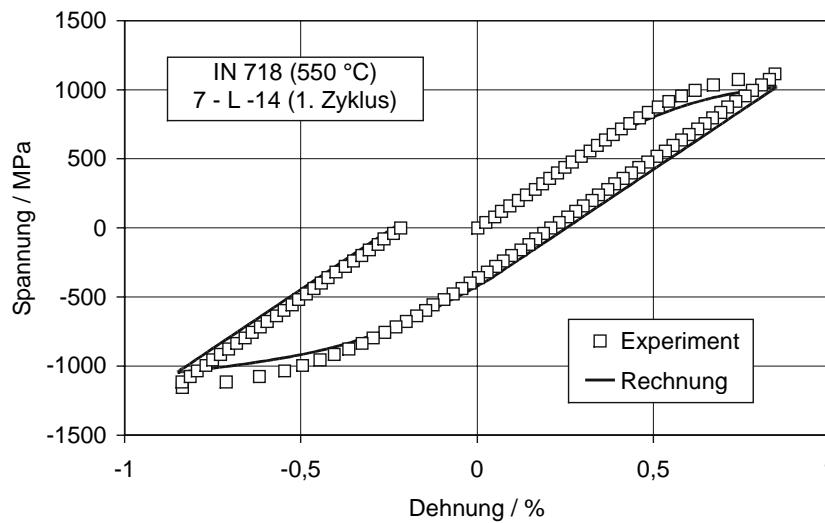


Bild 5.10: 1. Zyklus eines LCF-Versuchs an IN 718

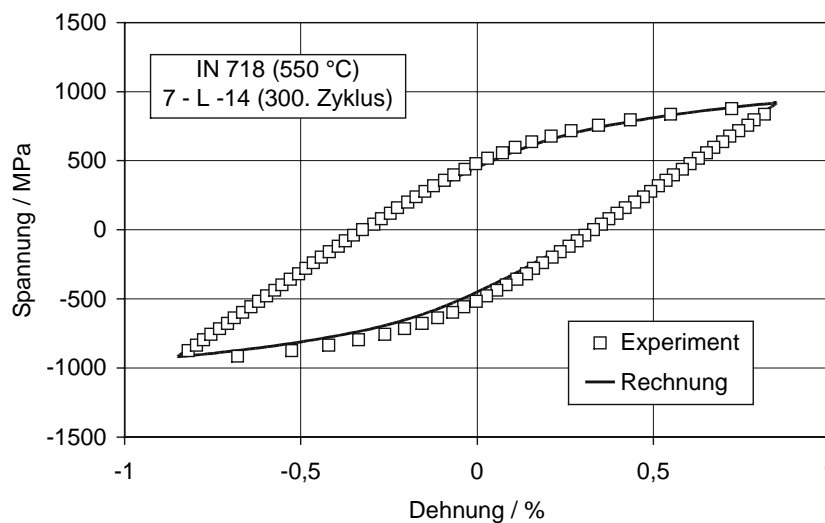


Bild 5.11: 300. Zyklus ($N_A/2$) eines LCF-Versuchs an IN 718

Interessant ist die vergleichsweise deutliche Abweichung zwischen Experiment und Simulation im 1. Zyklus in Bild 5.10, die durch einen ungewöhnlich großen elastischen Bereich im Versuch verursacht wird. Prinzipiell wäre es problemlos möglich gewesen, eine bessere Übereinstimmung durch eine modifizierte Gütefunktion zu erzielen. Dies ist aber wenig sinnvoll, da nicht die exakte Simulation eines einzelnen Versuchs der Basischarakterisierung von Interesse ist, sondern vielmehr eine zutreffende Beschreibung des typischen zyklischen Verhaltens der Schmiedelegierung IN 718. Die gute Übereinstimmung im stabilisierten Zyklus bzw. in anderen Experimenten an IN 718 bestätigt die Richtigkeit dieser Vorgehensweise.

Weitere Simulationen des einachsigen Werkstoffverhaltens der Versuchswerkstoffe sind im [Anhang A.30](#) bis [Anhang A.35](#) dargestellt. Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass eine hervorragende Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens von IN 939 und IN 718 sowohl für Raumtemperatur als auch für die Versuchstemperatur von 550 °C erzielt werden konnte.

5.2 Nachrechnung der Modellkörper

Im Folgenden wird über die wichtigsten Ergebnisse aus den Simulationen des Modellkörpers berichtet, wobei ausschließlich der Probekörper mit gerader Schaufel (Anstellwinkel: $\alpha = 0^\circ$) betrachtet wird. Sämtliche zwei- und dreidimensionale FE-Rechnungen wurden mit dem FE-Programm ABAQUS [82] durchgeführt.

Voruntersuchungen

Generell lässt sich bei den geraden Profilen die Simulation erheblich vereinfachen, da aufgrund der vorliegenden Geometrie und Belastung zwei Symmetrieebenen vorhanden sind, siehe [Bild 5.12](#). Damit ist bei dreidimensionalen Rechnungen nur die Modellierung eines Viertels des Modellkörpers notwendig. Das zugehörige FE-Netz für die 3d-Rechnungen ist in [Anhang A.36](#) dargestellt.

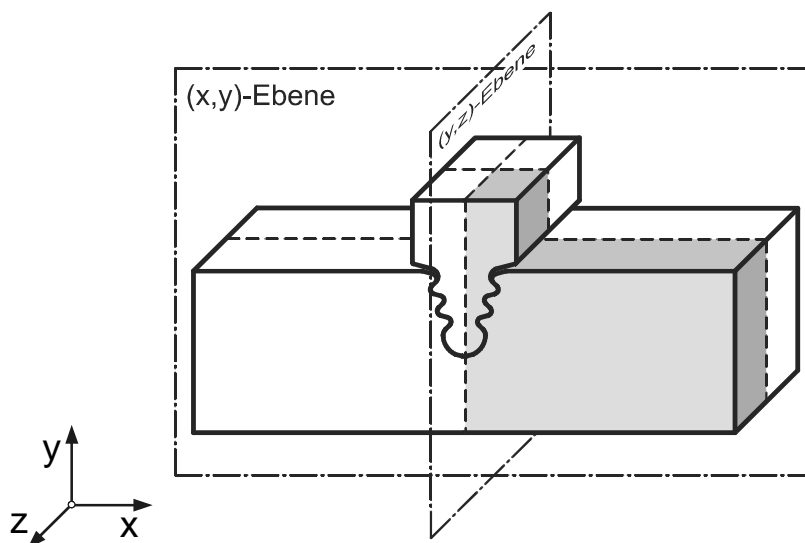


Bild 5.12: Symmetrieebenen des Modellkörpers

Häufig wird es jedoch ausreichend sein, zweidimensionale Rechnungen unter Berücksichtigung einer Randbedingung in Dickenrichtung durchzuführen. Folgende prinzipiellen Möglichkeiten sind hierbei denkbar:

- ebener Spannungszustand (ESZ),
- ebener Dehnungszustand (EDZ),
- verallgemeinerter ebener Dehnungszustand (VEDZ).

Die Auswahl einer geeigneten Berechnungsmethode ist auch vor dem Hintergrund zu sehen, ob Wärmedehnungen berücksichtigt werden sollen. Deswegen wurde mit einer dreidimensionalen Rechnung geklärt, ob die Vernachlässigung der Wärmedehnungen zulässig ist. Beispielhaft ist in Bild 5.13 die größte Hauptspannung mit und ohne Wärmedehnung für einen charakteristischen Pfad in der Scheibe aus einer Berechnung für $F_{\max} = 120 \text{ kN}$ bei 550 °C dargestellt. Offensichtlich sind die Beanspruchungen aus der mechanischen Belastung dominant, so dass der Einfluss der Wärmedehnung ohne weiteres vernachlässigt werden kann. Weiteres Analysen haben gezeigt, dass sich für die Schaufel äquivalente Ergebnisse ergeben.

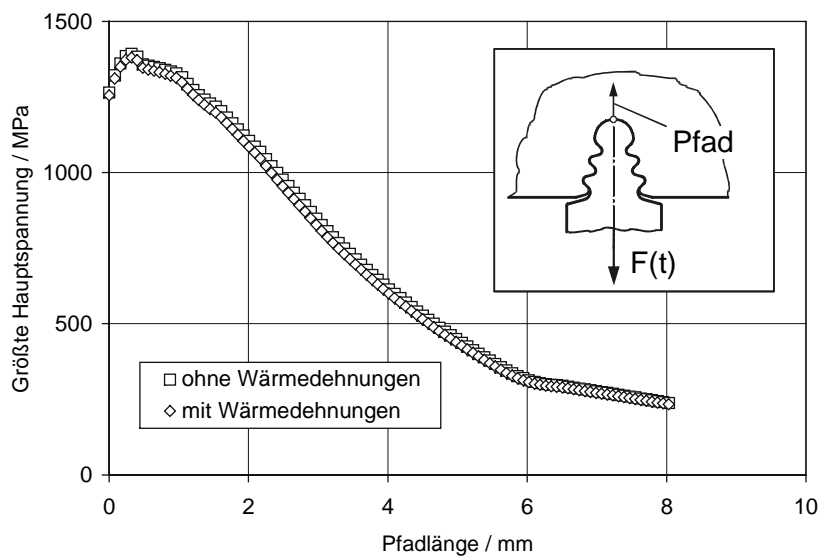


Bild 5.13: Einfluss der Wärmedehnung

Bei Vernachlässigung von Wärmedehnungen liefern zweidimensionale Rechnungen mit ebenem Dehnungszustand bzw. verallgemeinertem ebenem Dehnungszustand bei der vorliegenden Belastung dieselben Ergebnisse. Der Vergleich zwischen den dreidimensionalen und den vereinfachten Rechnungen mit EDZ bzw. ESZ zeigt, dass für die höchstbeanspruchte Stelle in der Bauteilmitte die Ergebnisse der EDZ-Rechnung mit denen der dreidimensionalen Rechnung sehr gut übereinstimmen, siehe Bild 5.14. Vor allem bei überelastischer Beanspruchung ergeben sich für die Analyse mit ESZ hingegen Differenzen, die durch die Vernachlässigung der Spannungen in Dickenrichtung verursacht werden.

Weitere Analysen zeigen, dass die Beanspruchung in der Bauteilmitte nahezu für die gesamte Dicke des Modellkörper kennzeichnend ist. Es ist daher offensichtlich, dass ohne gravierende Einbußen an Genauigkeit anstelle der dreidimensionalen Analysen vereinfachte 2d-Rechnungen bei ebenem Dehnungszustand durchgeführt werden können. Der Grund liegt hierfür in den hohen Spannungsgradienten, die bei der vorliegenden Bauteildicke zu Dehnungsbehinderungen führen.

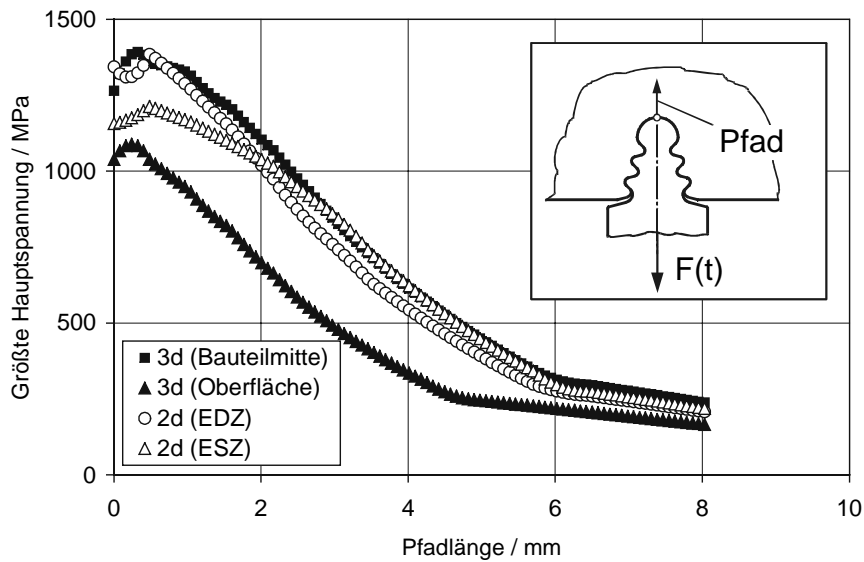


Bild 5.14: Vergleich 2d- und 3d-Rechnungen ohne Wärmedehnungen

Aus Gründen der Rechenzeit wurden nachfolgend ausschließlich zweidimensionale Rechnungen mit ebenem Dehnungszustand (EDZ) durchgeführt. Ein einfaches 2d-Netz für den Modellkörper mit etwa 1300 Elementen (ABAQUS-Bezeichnung: CPE8) ist in **Bild 5.15** dargestellt. Diese Modellierung ist ausreichend, wie ein eingehender Vergleich mit Berechnungsergebnissen aus einer aufwendigeren Modellierung mit etwa 5000 Elementen gezeigt hat.

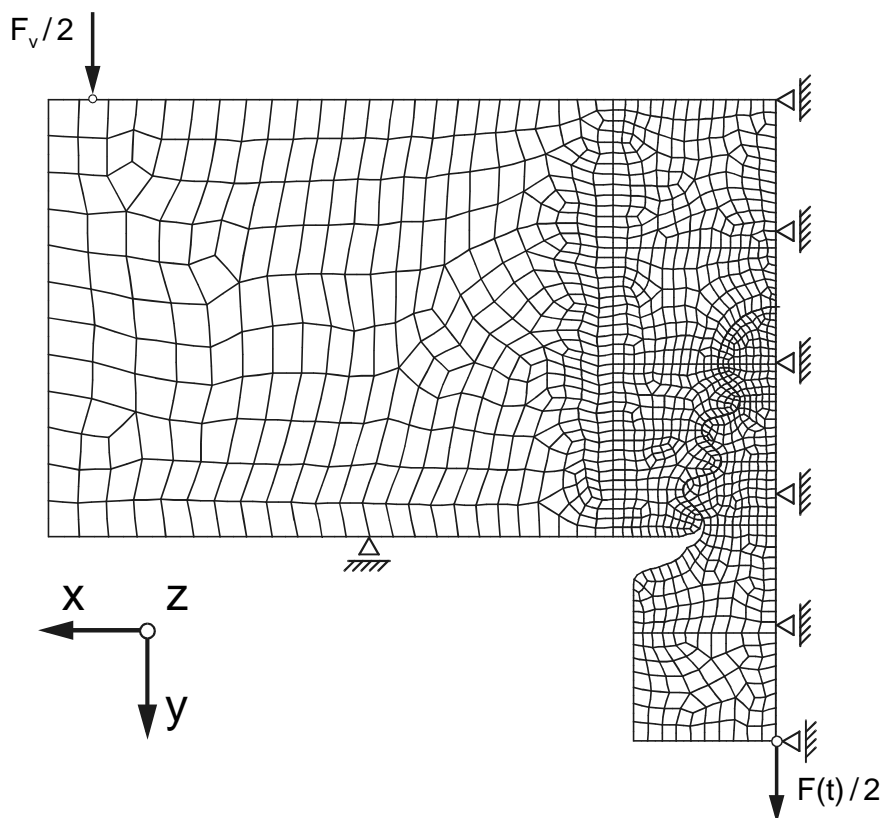


Bild 5.15: 2d-Netz des Modellkörpers

Vorausrechnungen

Zur Klärung der prinzipiellen Zusammenhänge bei der Simulation des Modellkörpers wurden FE-Rechnungen mit einem elastisch-plastischem Stoffgesetz durchgeführt. Die Rechnungen wurden für eine Maximallast $F_{\max} = 125 \text{ kN}$ bei 550 °C durchgeführt. Als Referenz diente eine Berechnung mit der Reibungszahl $\mu_R = 0,2$, siehe [Bild 5.16](#). Weitere Ergebnisdarstellungen aus dieser Rechnung sind im [Anhang A.37](#) bis [Anhang A.39](#) dargestellt.

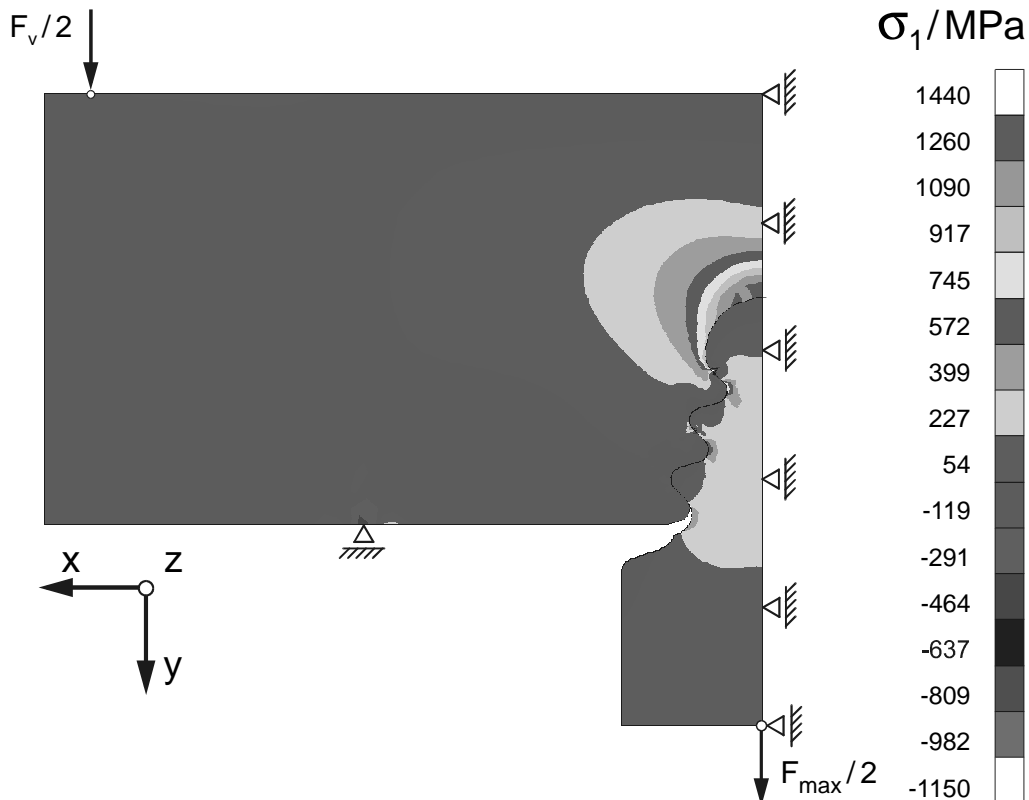


Bild 5.16: Größte Hauptspannung (MK-0°, 550 °C)

Die höchsten Spannungen werden in der Scheibe zwischen Kerbgrund und Kontaktstelle ermittelt. Diese Position stimmt mit der in den LCF-Versuchen festgestellten Versagensstelle sehr gut überein. Die Spannungen in der Schaufel sind aufgrund der vorliegenden Geometrie- und Belastungsverhältnisse erwartungsgemäß erheblich geringer als in der Scheibe. Deutlich erkennbar sind auch die Kontaktbereiche zwischen Schaufel und Scheibe. Die höchstbeanspruchte Stelle befindet sich bei der Gasturbine allerdings etwas weiter in Richtung der Kontaktstelle verschoben. Trotz dieser geringfügigen Diskrepanz lässt sich festhalten, dass die Beanspruchung der Gasturbine durch den Modellkörper gut abgebildet wird. Insbesondere der Kontaktbereich sowie die Spannungen an der höchstbeanspruchten Stelle einschließlich der dabei wirkenden Spannungsgradienten sind bei Modellkörper und Gasturbine vergleichbar.

In den experimentellen Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass die Relativbewegungen sowie die Reibungsverhältnisse zwischen Schaufel und Scheibe einen signifikanten Einfluss auf die Beanspruchungs- und Verformungsgrößen besitzen. Daher wird im Folgenden der Einfluss der Reibungszahl auf die Höhe der Beanspruchungen diskutiert. Bild 5.17 zeigt den Einfluss der Reibung auf die größte Hauptspannung für einen typischen Pfad in der Scheibe. Es zeigt sich, dass für kleinere Reibungskoeffizienten in der Scheibe generell höhere Spannungen berechnet werden.

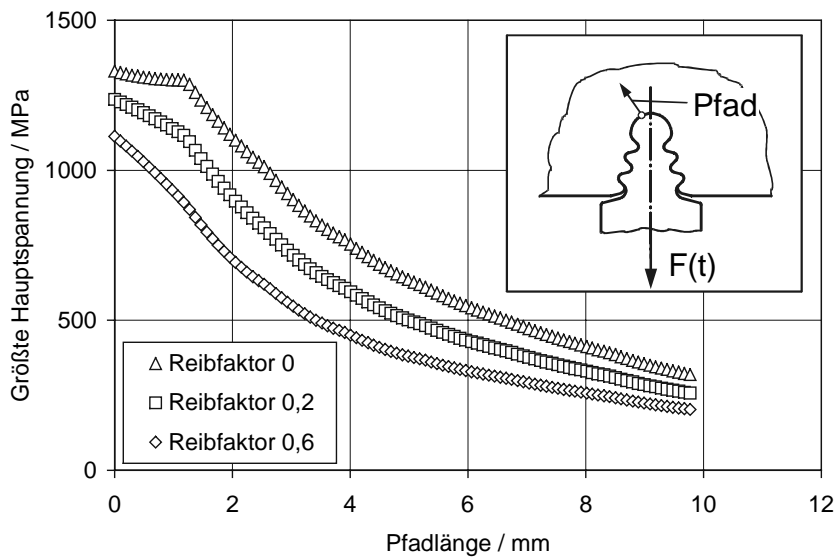


Bild 5.17: Einfluss des Reibkoeffizienten (Scheibe)

In der Schaufel ist dagegen der Einfluss der Reibung auf die Spannungen an der hochbeanspruchten Kerbstelle geringer, siehe Bild 5.18.

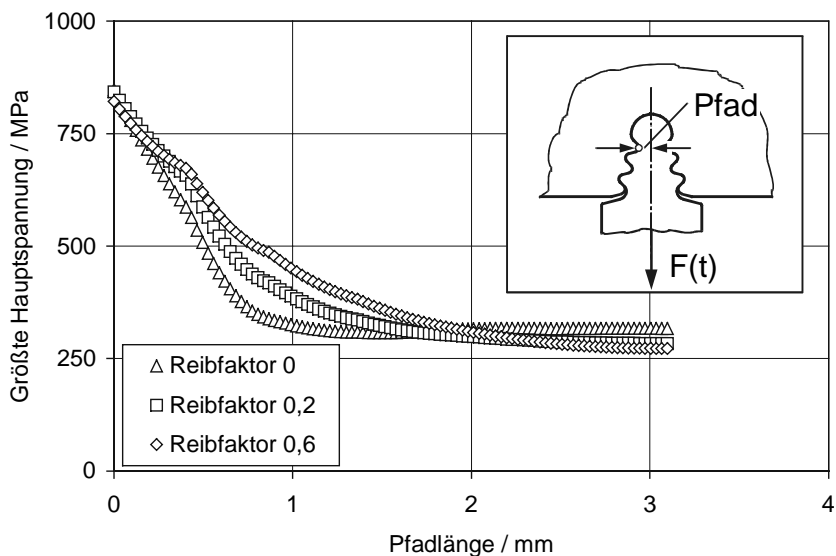


Bild 5.18: Einfluss des Reibkoeffizienten (Schaufel)

FE-Rechnungen mit viskoplastischem Stoffgesetz

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden viskoplastische Werkstoffmodelle für die Versuchswerkstoffe IN 939 und IN 718 für Raumtemperatur und 550 °C entwickelt und verifiziert. Unter Verwendung dieser aufwendigen Werkstoffbeschreibungen wurden die LCF-Versuche an den Modellkörpern nachgerechnet, mit dem Ziel, die lokalen Spannungs- und Verformungszustände zu ermitteln. Aus den Dehnungsmessungen während der LCF-Versuche lässt sich ableiten, dass die Simulation von vergleichsweise wenigen Lastzyklen ausreichend ist, da bereits nach kurzer Zeit ein quasistabiler Beanspruchungszustand erreicht wird.

Die prinzipiellen Bestandteile dieses fortschrittlichen Berechnungskonzepts sind in [Bild 5.19](#) dargestellt. Der Inputfile für die FE-Rechnung entspricht dabei bis auf die Werkstoffbeschreibung der üblichen Eingabe bei konventionellen FE-Rechnungen. Von besonderer Bedeutung im Zusammenhang mit Schaufel-Scheibe-Verbindungen ist dabei die Formulierung der Kontaktbedingungen sowie der Reibungsverhältnisse. Die Implementierung des Werkstoffmodells von Chaboche/Nouailhas erfolgt in der benutzerdefinierten Schnittstelle UMAT, wobei auch die optimierten Materialparameter angegeben werden müssen. Einzelheiten zum Aufbau der Materialroutine sowie zur Organisationsstruktur der Statusvariablen sind in [7] dargestellt.

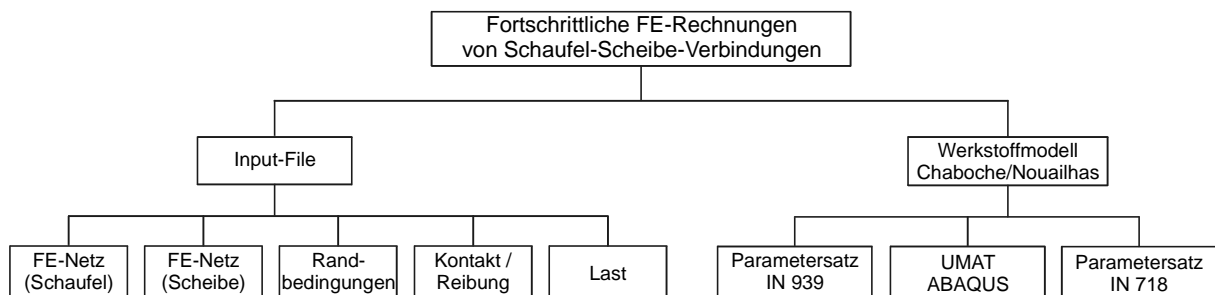


Bild 5.19: Struktur des fortschrittlichen Berechnungskonzepts

Sämtliche Berechnungen wurden mit dem zweidimensionalen FE-Modell bei ebenem Dehnungszustand durchgeführt, siehe [Bild 5.15](#). Dabei wurde generell die statische Vorspannkraft $F_v = 50 \text{ kN}$ berücksichtigt. Der Schwerpunkt der Simulationen liegt auf der Berechnung der LCF-Versuche bei 550 °C mit schwellender Belastung. Für die niedrige Maximallast $F_{\max} = 95 \text{ kN}$ wurde dabei systematisch der Einfluss der Reibungszahl analysiert, während für $F_{\max} = 125 \text{ kN}$ vor allem der Einfluss der Haltezeit untersucht wurde, siehe [Tabelle 5.4](#).

Temperatur	F_{\max} / kN	Haltezeit	μ_R	Anzahl der Zyklen
RT	145	nein	0,2	5
550 °C	95	nein	0	5
			0,2	40
			0,27	5
			0,6	20
			1,0	5
	125	nein	0,2	20
		ja	0,2	20
		nein	0,6	5

Tabelle 5.4: FE-Simulationen mit dem Chaboche/Nouailhas-Werkstoffmodell

Im Folgenden werden zunächst die wichtigsten Berechnungsergebnisse der Simulationen mit der schwelenden Schaufellast $F_{\max} = 95$ kN bei 550 °C diskutiert. In der Regel werden die Berechnungsergebnisse für das Element 1031 in der Scheibe dargestellt, da dieses Element am höchsten beansprucht ist. Zusätzlich wird auch ein hochbelastetes Element in der Schaufel zur Auswertung herangezogen.

In Bild 5.20 ist die Schaufellast in Abhängigkeit von der Dehnung in x-Richtung für den 1. und 40. Zyklus dargestellt.

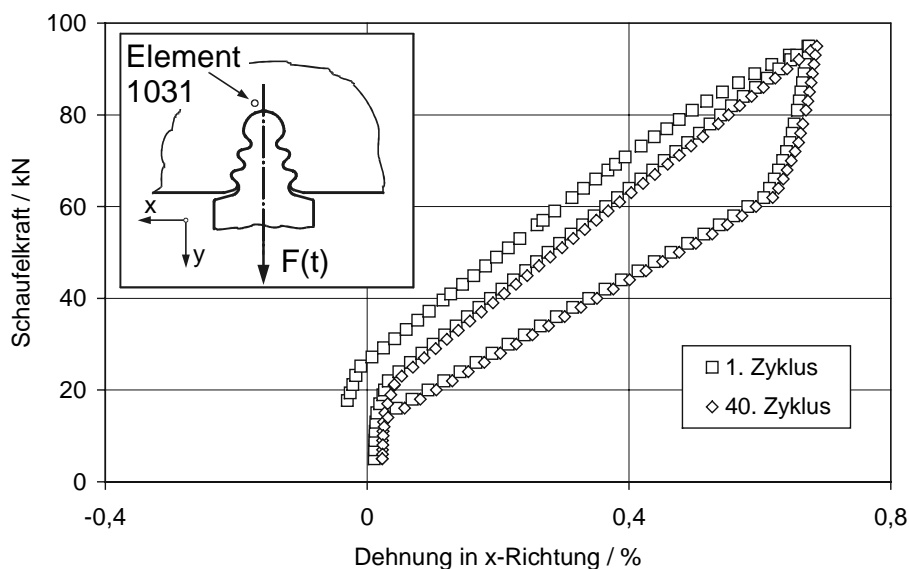


Bild 5.20: Charakteristische Hystereseschleifen ($F_{\max} = 95$ kN, $\mu_R = 0,2$)

Ein schematischer Vergleich der berechneten Hystereseschleifen mit den zugehörigen Schleifen aus den LCF-Versuchen (z. B. Bild 4.24) zeigt gute Übereinstimmung.

stimmung. Insbesondere wird der charakteristische Übergang von Haft- zu Gleitreibung während des Entlastungsvorgangs bzw. der sprunghafte Anstieg der Last während der Haftreibungsphase bei Wiederbelastung prinzipiell korrekt wiedergegeben. Erwartungsgemäß treten bei dieser vergleichsweise geringen Belastung nach der Erstbelastung nahezu keine überelastischen Verformungen auf, siehe Bild 5.21.

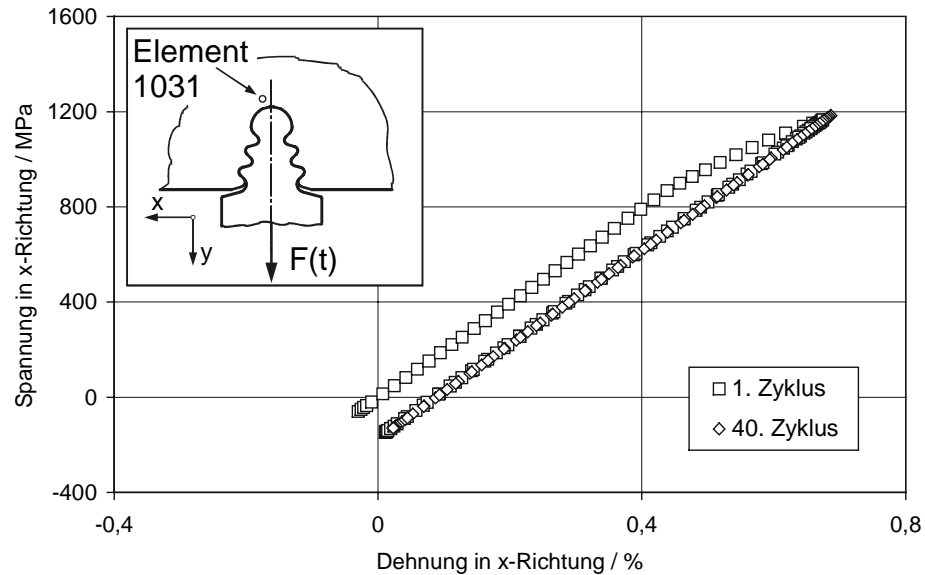


Bild 5.21: Werkstoffverhalten in der Scheibe ($F_{\max} = 95 \text{ kN}$, $\mu_R = 0,2$)

Offensichtlich tritt bei dieser Belastung nur eine sehr geringe Dehnungszunahme auf, die auf die Entfestigung des Scheibenwerkstoffs IN 718 zurückzuführen ist. Dies ist auch aus einer alternativen Darstellung in Bild 5.22 zu entnehmen, in der die Maximal- und Minimaldehnungen in x-Richtung in Abhängigkeit von der Zykluszahl aufgetragen sind.

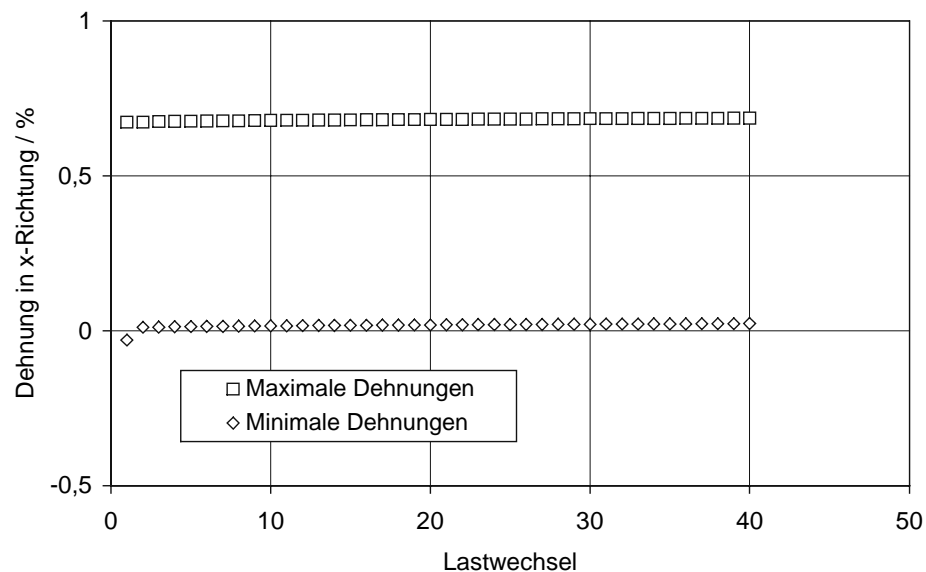


Bild 5.22: Maximal- und Minimaldehnungen ($F_{\max} = 95 \text{ kN}$, $\mu_R = 0,2$)

Es lässt sich festhalten, dass die Simulation bis zum 40. Zyklus für diese Belastung vollkommen ausreichend ist, da keine wesentliche Änderung der Beanspruchungen auch für nachfolgende Zyklen zu erwarten ist.

Die korrekte Berechnung der Haft- und Gleitreibungszustände während der zyklischen Belastung ist neben einem zuverlässigen Werkstoffmodell der Schlüssel zur erfolgreichen Nachrechnung von Schaufel-Scheibe-Verbindungen. In FE-Analysen wird dies häufig durch das Coulombsche Reibungsmodell abgebildet, wobei als Materialparameter die Reibungszahl für Haft- und Gleitreibung vorgegeben werden muss. In Bild 5.23 sind die kennzeichnenden Hystereseschleifen für den 5. Zyklus dargestellt, wobei die Reibungszahl in den Grenzen $0 \leq \mu_R \leq 1$ variiert wird.

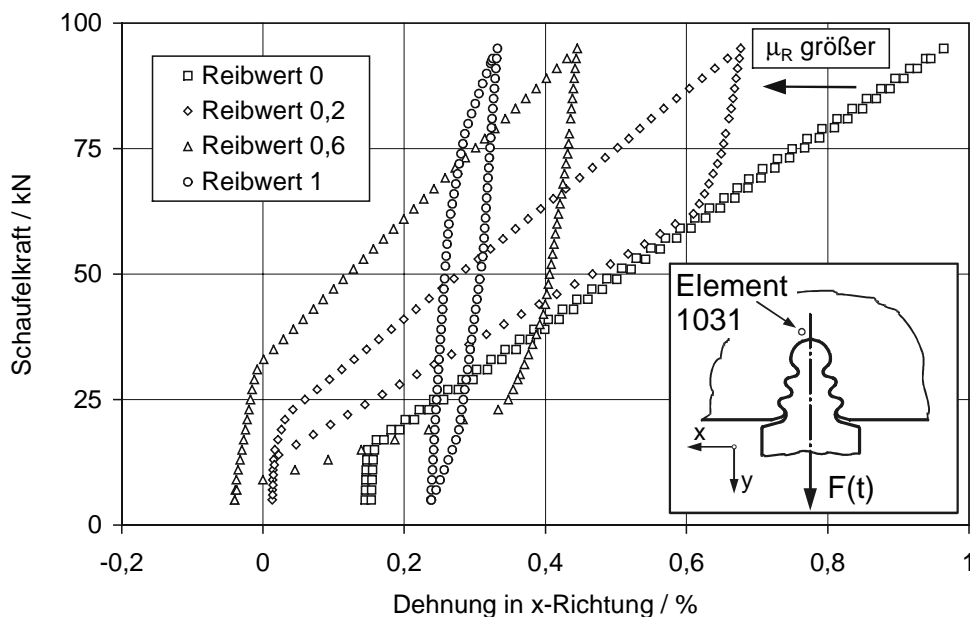


Bild 5.23: Einfluss des Reibungskoeffizienten ($F_{\max} = 95 \text{ kN}$, 5. Zyklus)

Bei der pauschalen Vernachlässigung der Reibung ($\mu_R = 0$) erfolgt ein nahezu linearelastischer Verlauf der zyklischen Bauteil-Fließkurve. Zugleich werden dabei die höchsten Dehnungen erreicht. Für den relativ hohen Reibwert $\mu_R = 1$ wird der Bereich der Gleitreibungszustände fast vollkommen unterdrückt. Für die mittleren Reibungswerte ergeben sich Hystereseschleifen, die grundsätzlich den Ergebnissen aus der Dehnungsmessung entsprechen.

Eine genauere Analyse ist möglich, wenn die mit dem HT-DMS gemessenen Dehnungen mit den berechneten Ergebnissen verglichen werden. In Bild 5.24 ist dieser Vergleich durchgeführt, wobei die Dehnungen aus der FE-Analyse über die Länge des HT-DMS gemittelt werden.

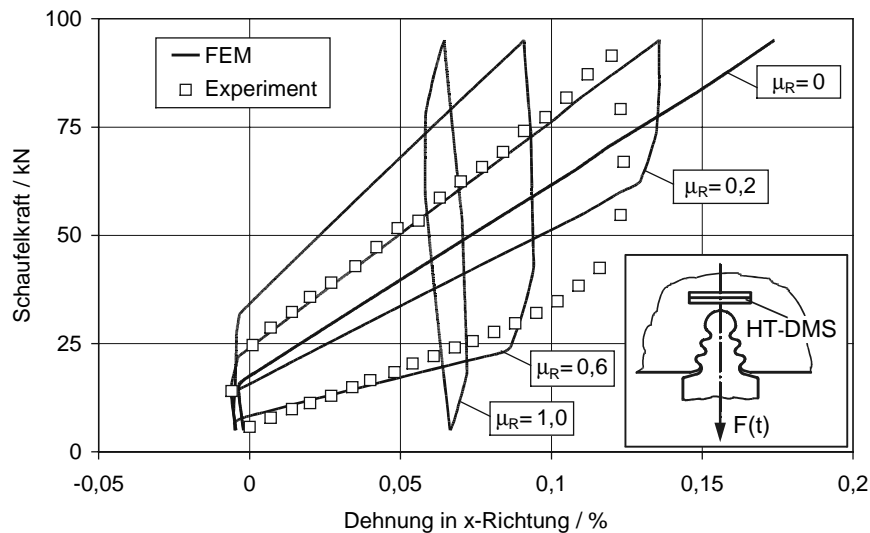


Bild 5.24: Vergleich Experiment und FE-Analyse ($F_{\max} = 95 \text{ kN}$, 5. Zyklus)

Die gemessenen und berechneten Schleifen stimmen generell gut überein. Die im LCF-Versuch MK-0°-5 gemessene Hystereseschleife liegt zwischen den mit $\mu_R = 0,2$ bzw. $\mu_R = 0,6$ berechneten Kurven, dabei etwas näher an der Rechnung mit der niedrigeren Reibungszahl.

Zusätzlich wurde auch eine Berechnung mit der Reibungszahl $\mu_R = 0,27$ durchgeführt, wobei sich eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation ergibt, siehe **Bild 5.25**. Insbesondere werden die für eine Lebensdaueranalyse maßgeblichen Maximal- und Minimalwerte der Dehnungen korrekt wiedergegeben. Lediglich während der Gleitreibungsphase bei der Entlastung ergeben sich Abweichungen zwischen Experiment und Rechnung. Mit dieser Rechnung ist es möglich, eine engere Eingrenzung der Ursachen für Unsicherheiten in der rechnerischen Vorhersage der Lebensdauer vorzunehmen.

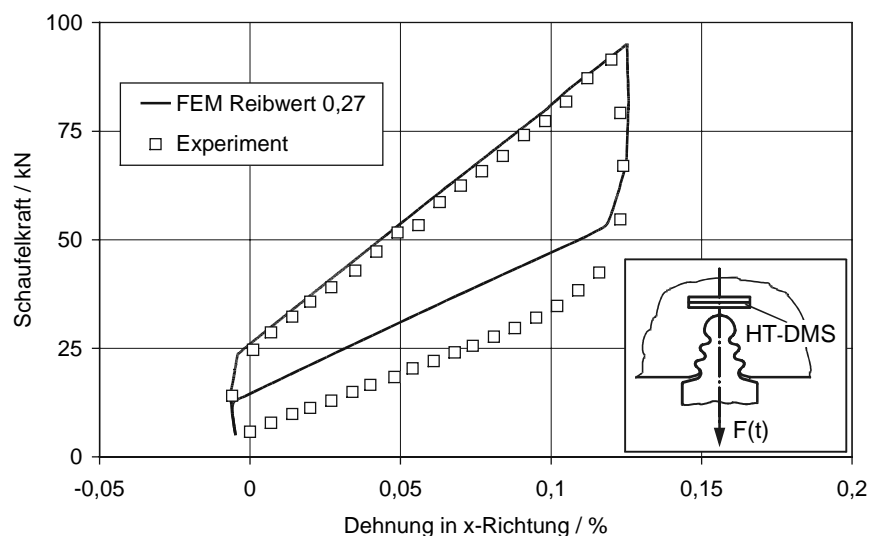


Bild 5.25: Numerische Optimierung der Reibungszahl ($F_{\max} = 95 \text{ kN}$, 5. Zyklus)

Beispielhaft werden auch einige Ergebnisse für die höhere Last $F_{\max} = 125 \text{ kN}$ diskutiert. Bild 5.26 zeigt die Hystereseschleifen für den 1. und 20. Zyklus. Im Vergleich zur Berechnung bei $F_{\max} = 95 \text{ kN}$ treten erwartungsgemäß höhere Dehnungen auf.

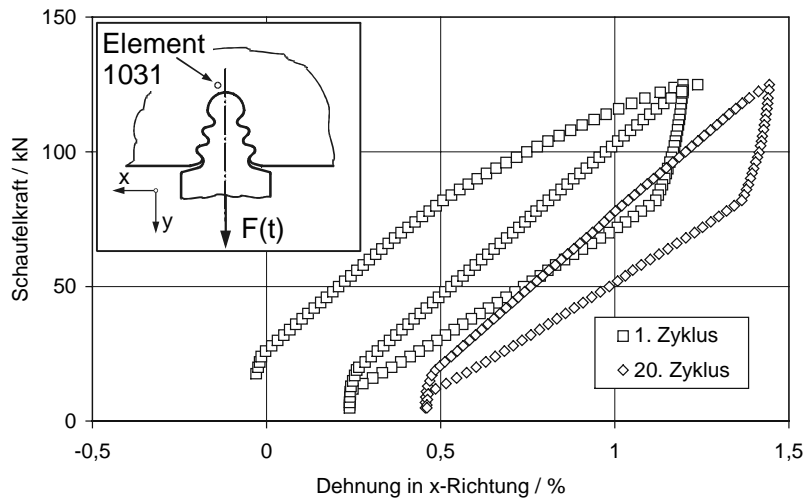


Bild 5.26: Charakteristische Hystereseschleifen ($F_{\max} = 125 \text{ kN}$, $\mu_R = 0,2$)

Beispielhaft werden die Relativbewegungen zwischen den Teilkörpern mit Hilfe der Nachrechnung dieses Versuchs für den 20. Zyklus analysiert, siehe Bild 5.27. Es zeigt sich, dass im Bereich der Kontaktstelle bis etwa 15 kN keine Relativbewegungen zwischen Schaufel und Scheibe auftreten - es liegt offensichtlich Haftreibung vor. Erst bei höheren Belastungen treten Relativbewegungen auf, das heisst die Teilkörper gleiten aufeinander ab. Dies bestätigt die anhand der vorliegenden Experimente vorgenommene Unterteilung der Hystereseschleife in Haft- bzw. Gleitreibungszustände, siehe auch Bild 4.25.

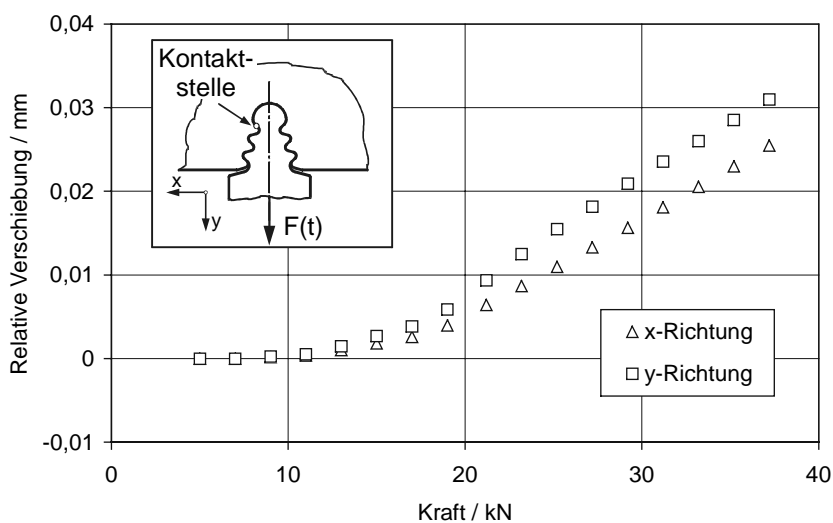


Bild 5.27: Relativbewegungen zwischen Schaufel und Scheibe

Ein wichtiges Ergebnis liefert die Darstellung der berechneten Hystereseschleifen $\sigma_x(\epsilon_x)$ für diesen Versuch für den Scheibenwerkstoff IN 718, siehe Bild 5.28.

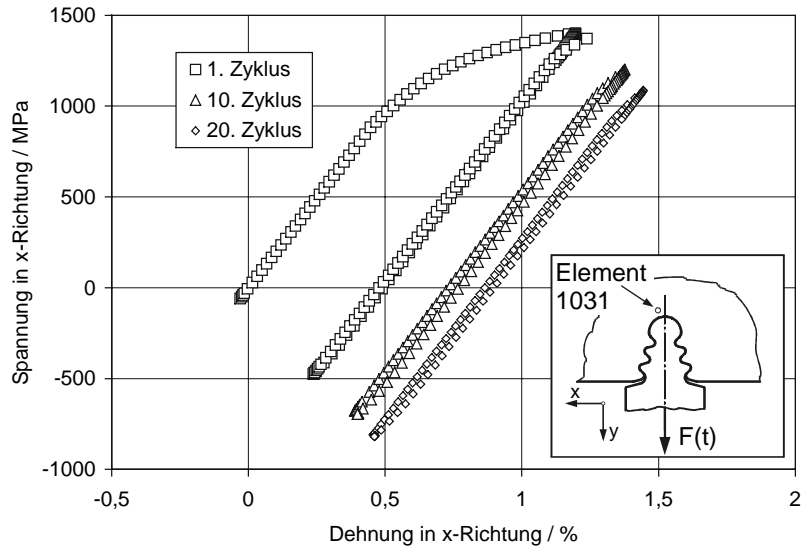


Bild 5.28: Werkstoffverhalten IN 718 ($F_{\max} = 125 \text{ kN}$, $\mu_R = 0,2$)

In Bild 5.28 lassen sich zwei bedeutsame werkstoffmechanische Mechanismen identifizieren, die mit dem vorliegenden Werkstoffmodell simuliert werden können. Zum einen treten Relaxationsvorgänge auf, die zu einer wesentlichen Verringerung der Mittelspannung führen. Zum anderen nehmen die Dehnungen mit der Lastwechselzahl zu, was offensichtlich eine Folge der Werkstoffentfestigung des Scheibenwerkstoffs IN 718 ist. Der Relaxationsvorgang ist in [Bild 5.29](#) noch einmal in Abhängigkeit von der Lastwechselzahl dargestellt.

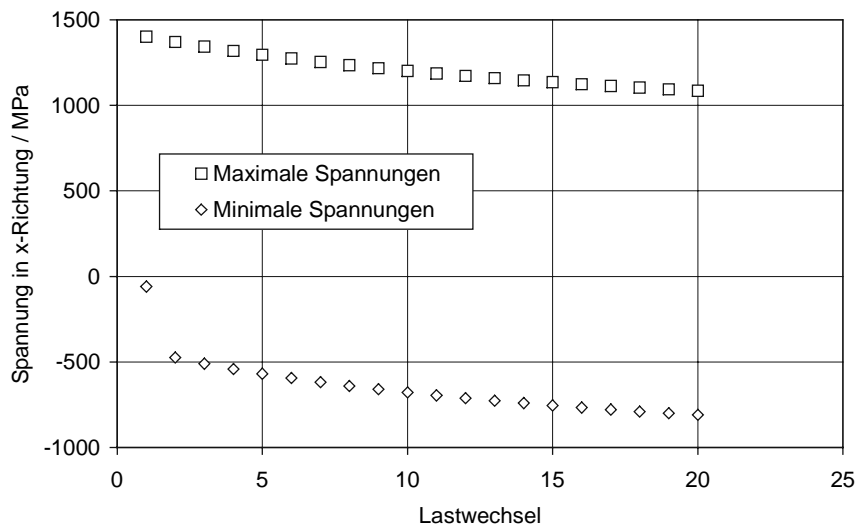


Bild 5.29: Relaxationsvorgänge IN 718 ($F_{\max} = 125 \text{ kN}$, $\mu_R = 0,2$)

Die Zunahme der Dehnungen ist in [Bild 5.30](#) anschaulich dargestellt. Ein Vergleich mit der Berechnung bei $F_{\max} = 95 \text{ kN}$ zeigt, dass bei der höheren Last infolge der zunehmenden Plastifizierung erwartungsgemäß weitaus größere Änderungen im Werkstoffverhalten zu beobachten sind.

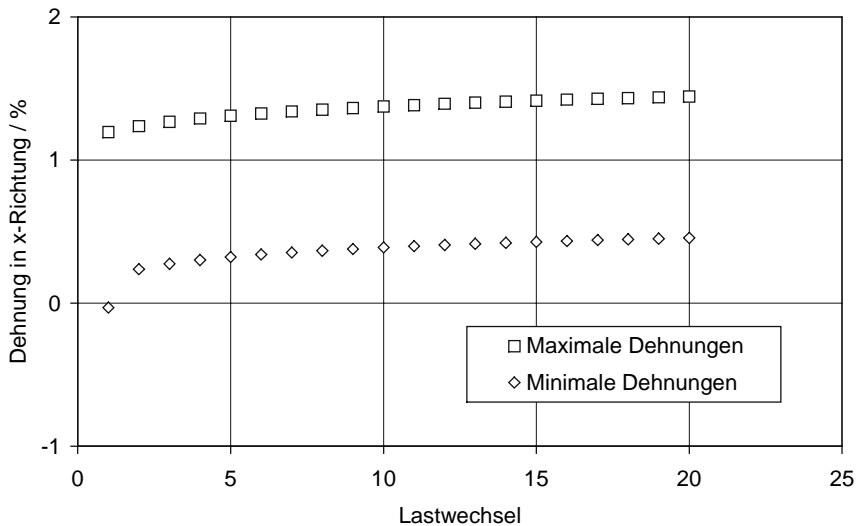


Bild 5.30: Maximal- und Minimaldehnungen ($F_{\max} = 125 \text{ kN}$, $\mu_R = 0,2$)

Weitere Ergebnisse sind im [Anhang A.40](#) und [Anhang A.41](#) für die Reibungskoeffizienten $\mu_R = 0,6$ dargestellt. Der Vergleich der Berechnungen bei $F_{\max} = 125 \text{ kN}$ mit dem Experiment MK-0°-3 in [Bild 5.31](#) zeigt, dass die experimentell ermittelte Schleife bei größeren Lasten offensichtlich zu höheren Reibungsfaktoren verschoben wird. Die bessere Übereinstimmung der Versuchsergebnisse bei höheren Belastungen mit den berechneten Hystereseschleifen mit größeren Reibungskoeffizienten entspricht der Erkenntnis, dass mit zunehmender Pressung der Haftreibung eine dominierende Rolle zukommt.

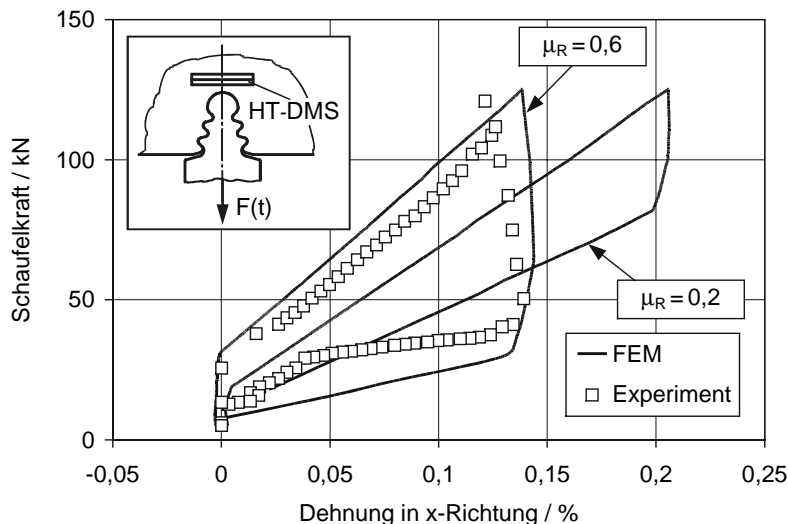


Bild 5.31: Vergleich zwischen Rechnung und Experiment ($F_{\max} = 125 \text{ kN}$, $550 \text{ }^\circ\text{C}$)

Als Beispiel für die Beanspruchungsanalyse der Schaufel sind die Hystereseschleifen für den 1. und 5. Zyklus des LCF-Versuchs mit $F_{\max} = 125 \text{ kN}$ dargestellt, siehe [Bild 5.32](#). Dabei wird das hochbeanspruchte Element 85 ausgewertet, das sich in der Nähe einer Kontaktstelle befindet.

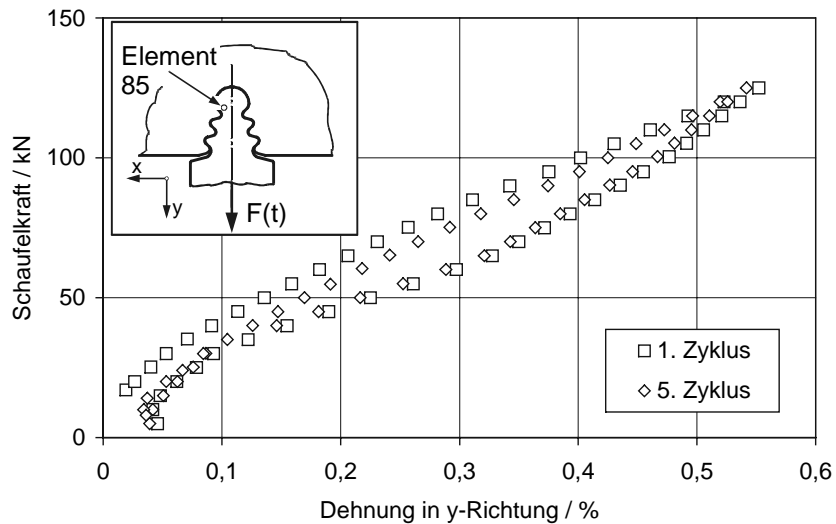


Bild 5.32: Charakteristische Hystereseschleifen in der Schaufel ($\mu_R = 0,6$)

Bild 5.32 zeigt, dass offensichtlich auch die Beanspruchung der Schaufel durch die Kontaktverhältnisse beeinflusst wird. Insbesondere bei den Entlastungsvorgängen ergibt sich ein charakteristischer Verlauf, der auf die geänderten Kontaktbedingungen infolge der Relativbewegungen zwischen Schaufel und Scheibe zurückzuführen ist. Die Darstellung des Werkstoffverhaltens zeigt dabei bei dieser Belastung ein nahezu neutrales Verhalten des Werkstoffs, siehe [Bild 5.33](#).

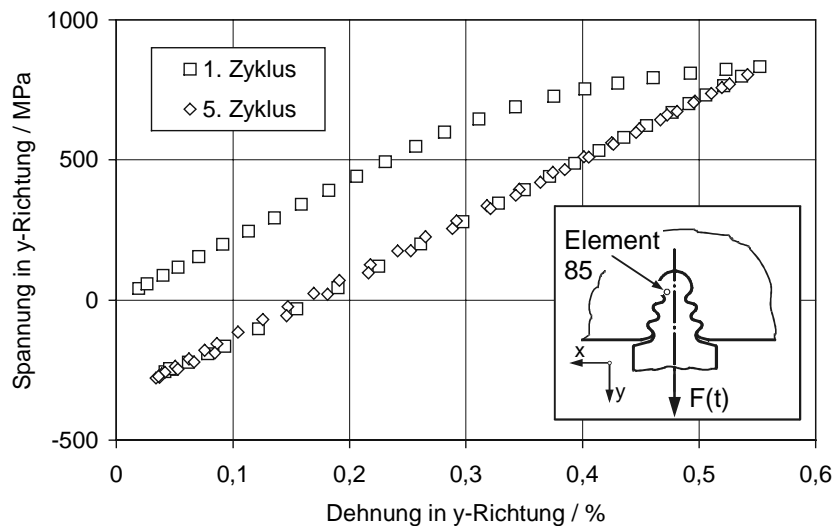


Bild 5.33: Werkstoffverhalten IN 939 in der Schaufel

In [Bild 5.34](#) sind einige charakteristische Lastwechsel aus einer Simulation eines LCF-Versuchs mit Haltezeit dargestellt. Während der Haltezeit bei Maximallast ist dabei nur eine sehr geringe Dehnungszunahme festzustellen.

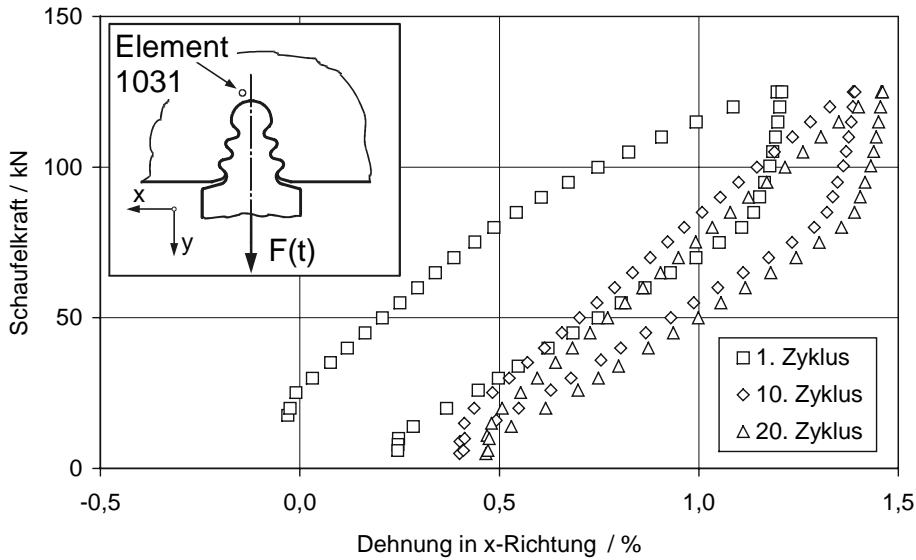


Bild 5.34: Charakteristische Hystereseschleifen (LCF mit HZ, $F_{\max} = 125 \text{ kN}$)

Eine Vergleich der berechneten Maximal- und Minimaldehnungen mit und ohne Berücksichtigung der Haltezeit zeigt nur minimal größere Dehnungen im Haltezeitversuch während der ersten 20 Lastwechsel, siehe **Bild 5.35**.

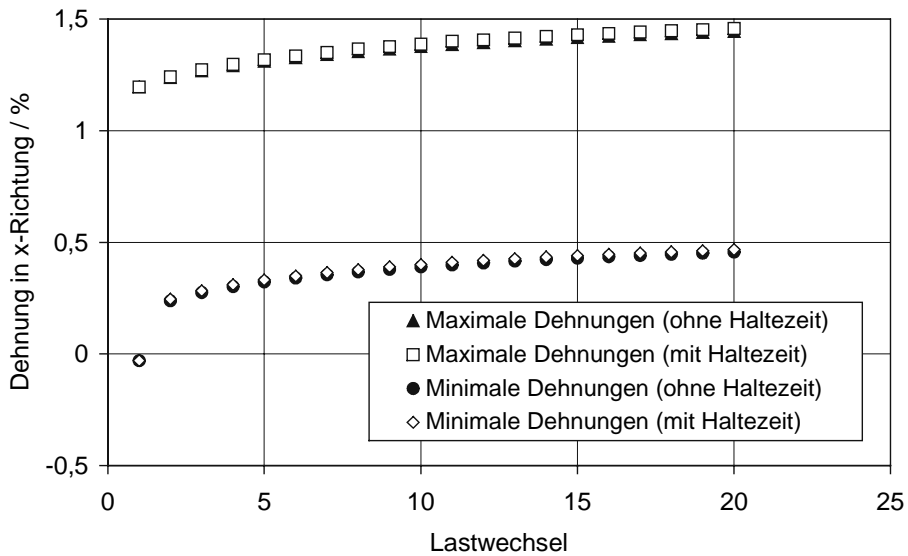


Bild 5.35: Einfluss der Haltezeit

Die Ergebnisse aus der Nachrechnung eines LCF-Versuchs bei Raumtemperatur mit der Maximallast $F_{\max} = 145 \text{ kN}$ werden im Folgenden vorgestellt. Aus **Bild 5.36** ist ersichtlich, dass während der ersten fünf Zyklen nur eine geringfügige Dehnungszunahme erfolgt.

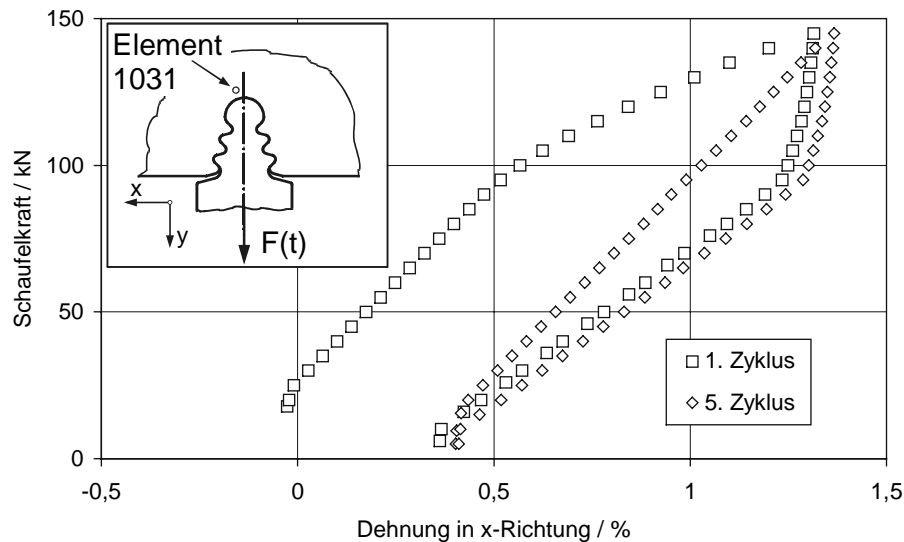


Bild 5.36: Charakteristische Hystereseschleifen (RT, $F_{\max} = 145 \text{ kN}$)

Wie in Bild 5.37 dargestellt, tritt bei dieser Simulation bei Raumtemperatur offenbar bereits nach wenigen Zyklen ein quasistabiler Zustand ein. Aufgrund der hohen Festigkeit des Scheibenwerkstoffs bei Raumtemperatur treten bei dieser Belastung nahezu keine plastische Deformationen auf.

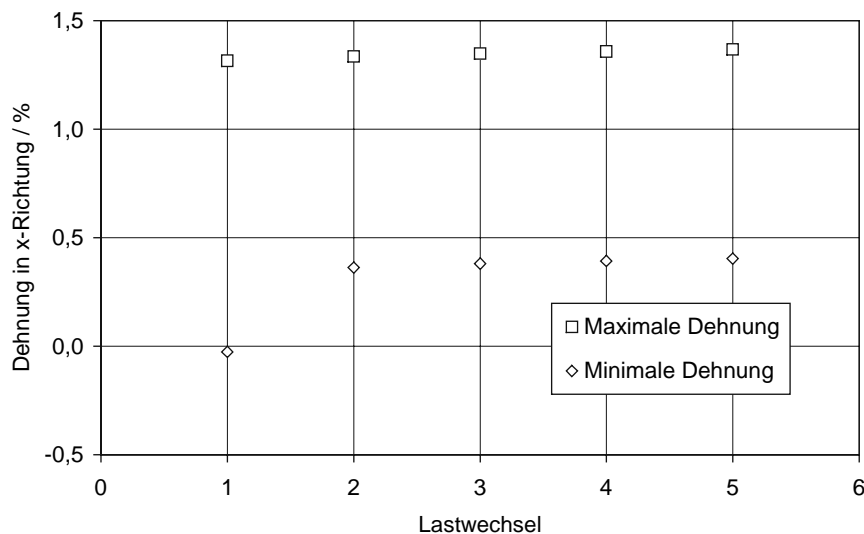


Bild 5.37: Maximal- und Minimaldehnungen (RT, $F_{\max} = 145 \text{ kN}$)

Abschließend wird eine Betrachtung des Aufwands durchgeführt, der zur Durchführung dieser FE-Analysen unter Verwendung eines viskoplastischen Werkstoffmodells erforderlich ist. Hierzu wird beispielhaft eine Simulation eines Zyklus für einen LCF-Versuch mit der Maximallast $F_{\max} = 125 \text{ kN}$ betrachtet. Im Experiment beträgt die Dauer für einen vollständigen Zyklus mit dieser Belastung $T = 12,5 \text{ s}$. Diese Zeit muss auch der Simulation zugrunde gelegt werden, da das zeitabhängige bzw. ratenabhängige Werkstoffverhalten berücksichtigt werden soll.

In zahlreichen Forschungsarbeiten hat sich gezeigt, dass die Anwendung von viskoplastischen Stoffgesetzen nur gelingt, wenn außerordentlich kleine Zeitinkremente bei der Berechnung angesetzt werden. Insgesamt werden bei dem vorliegenden Belastungsfall etwa 7500 Inkremente zur Berechnung eines Zyklus benötigt. In [Bild 5.38](#) ist die Anzahl der dabei auftretenden Zeitintervalle dargestellt. Größere Zeitinkremente sind aus Gründen der numerischen Stabilität nicht möglich.

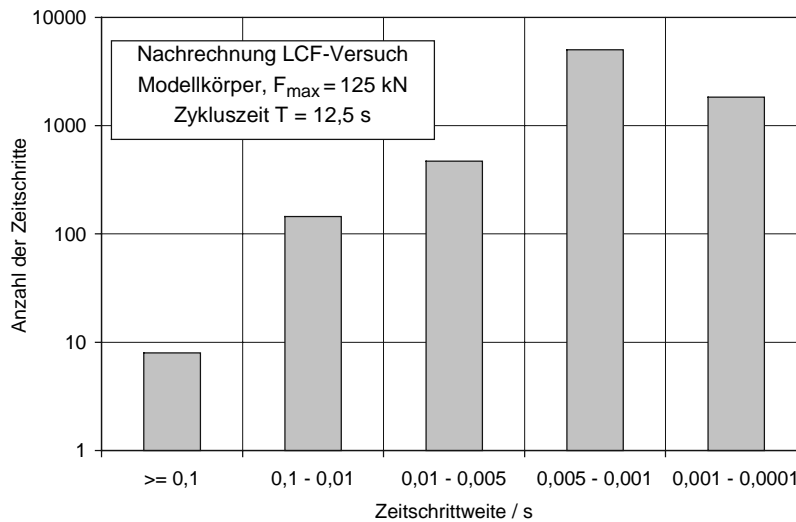


Bild 5.38: Anzahl und Größe der Zeitinkremente für einen LCF-Zyklus

Die große Anzahl an Inkrementen führt zu beträchtlichen Rechenzeiten. Auf den Servus-Clustern des Rechenzentrums der Universität Stuttgart wurden zur Simulation der LCF-Versuche mit der Maximallast $F_{\max} = 125 \text{ kN}$ etwa 30 h Rechenzeit für einen Zyklus benötigt. Zieht man den erheblichen Aufwand für die Durchführung derartiger Berechnungen in Betracht, muss geprüft werden, in welcher Umfang die Untersuchungen durchgeführt werden sollen. Dies beinhaltet beispielsweise die Beantwortung der Frage, bei welchem Zyklus ein stabilisierter Beanspruchungszustand erreicht ist, um unnötige Simulationszeiten zu vermeiden.

Insgesamt zeigten die durchgeführten Berechnungen jedoch, dass der hohe Rechenaufwand genaue und zuverlässige Ergebnisse liefert. Dies ist mit einfacheren Berechnungsmethoden nicht möglich, da hier zahlreiche Einflussfaktoren vernachlässigt werden, wie zum Beispiel die zyklische Ver- bzw. Entfestigung der Werkstoffe oder die Änderung der Mittelspannungen infolge von Relaxationsvorgängen. Insbesondere ist ein ausreichend genauer Lebensdauernachweis auf der Basis von örtlichen Spannungs- und Verformungsgrößen nur mit dem beschriebenen Berechnungsverfahren möglich. Die zur Berechnung der Lebensdauer von Schaufel-Scheibe-Verbindungen anzuwendende Vorgehensweise wird im nachfolgenden Abschnitt beschrieben und anhand der durchgeführten Experimente an den Modellkörpern überprüft.

6 Entwicklung eines Lebensdauernachweises

Die Entwicklung eines fortschrittlichen Konzepts für einen Lebensdauernachweis unter Verwendung eines viskoplastischen Werkstoffmodells kann aufgrund der Komplexität der vorliegenden Problemstellung nur auf Basis der örtlichen Spannungen und Dehnungen erfolgen. Im Folgenden wird ein Berechnungskonzept vorgeschlagen, mit dem die Lebensdauer von Schaufel-Scheibe-Verbindungen unter Berücksichtigung der wichtigsten Einflussfaktoren bestimmt werden kann. Damit steht ein Werkzeug zur Verfügung, mit dem die Lebensdauer der Komponenten bereits in der Entwurfsphase bestimmt werden kann.

6.1 Vorschlag für ein Berechnungskonzept

Die grundsätzliche Vorgehensweise bei der Durchführung eines Lebensdauernachweises mit dem Örtlichen Konzept wurde bereits in Abschnitt 2.1 dargestellt. Dieses Konzept wurde ausgehend von mehrstufigen Beanspruchungen bzw. Betriebsfestigkeitsproblemen diskutiert. Bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten einstufigen Versuchen konnte festgestellt werden, dass nach wenigen Lastwechseln ein stabilisierter Zustand erreicht wird, der sich bis zur Anrisslastwechselzahl nicht wesentlich ändert. Dieser stabilisierte Zyklus ist in guter Näherung für die gesamte anrissfreie Lebensdauer kennzeichnend, so dass im Sinne einer möglichst einfachen Vorgehensweise ausschließlich die Beanspruchungsgrößen aus diesem Zyklus zur Bewertung der Lebensdauer herangezogen wurden. Eine Erweiterung des Berechnungskonzepts zur Bewertung von Betriebsfestigkeitsbeanspruchungen ist gegebenenfalls problemlos möglich.

Stellvertretend wird zwischen zwei grundlegenden Schädigungsmechanismen unterschieden, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit exemplarisch untersucht wurden:

- Ermüdungsbeanspruchung (LCF-Versuche ohne Haltezeit),
- Kriechermüdungsbeanspruchung (LCF-Versuche mit Haltezeit).

In Bild 6.1 ist ein Vorschlag für ein Berechnungskonzept bei reiner Ermüdungsbeanspruchung von Schaufel-Scheibe-Verbindungen dargestellt. Aus den Beanspruchungen des stabilen Zyklus wird ein Schädigungsparameter berechnet, der ein Maß für die Höhe der Beanspruchung bei mehrachsigen Spannungszustand ist. Durch den Vergleich mit der aus der Anrisskennlinie abgeleiteten Schädigungslinie des Werkstoffs kann dann die Anrisslastwechselzahl bestimmt werden.

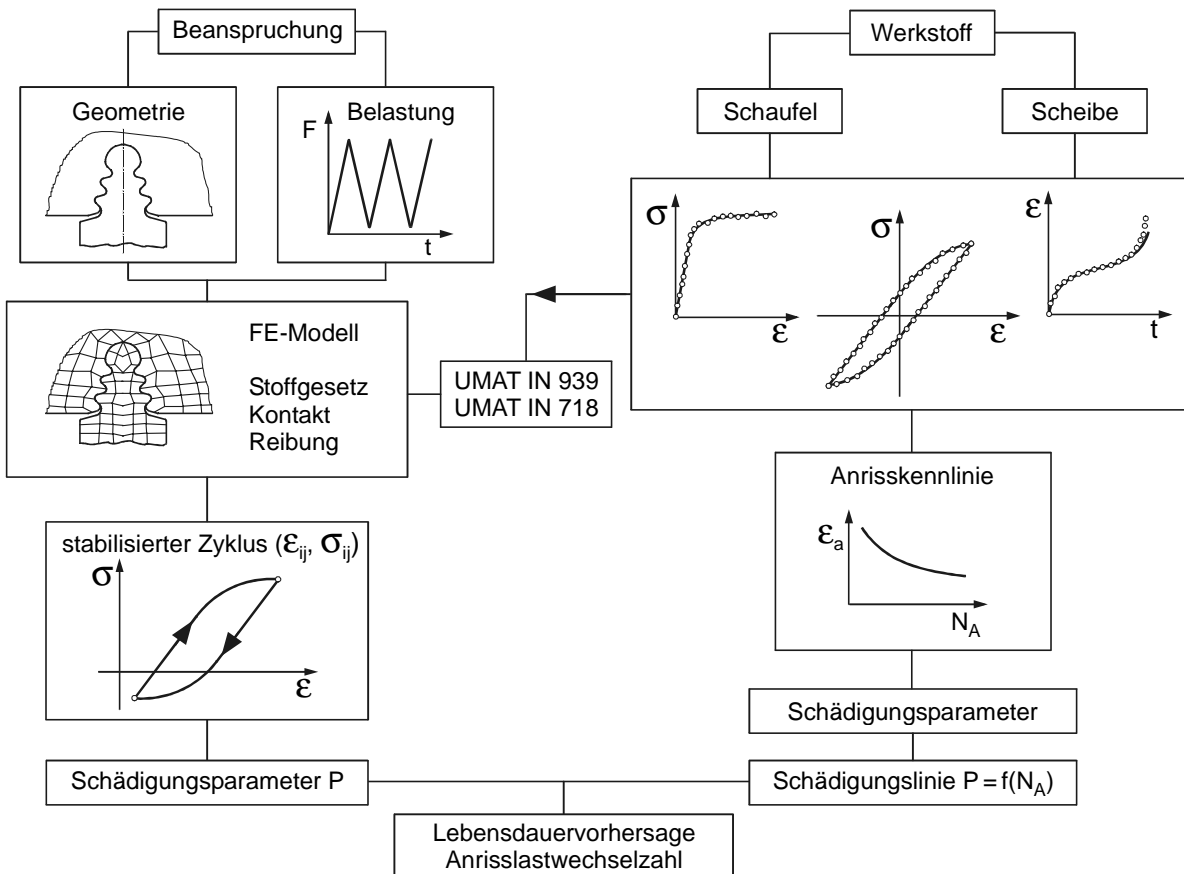


Bild 6.1: Ermüdungsnachweis für Schaufel-Scheibe-Verbindungen

Die Konzeption beim Kriechermüdungsnachweis ist prinzipiell dieselbe wie beim reinen Ermüdungsnachweis. Durch die Bewertung der Kriechschädigung während der Haltezeiten sowie die Überlagerung von Ermüdungs- und Zeitstandsversagen ist allerdings eine etwas aufwendigere Vorgehensweise anzuwenden, siehe [Bild 6.2](#).

Zusätzlich muss die Kriechschädigung auf Basis der Zeitbruchkurve oder charakteristischer Zeitdehngrenzkurven berücksichtigt werden. Durch die Akkumulation von Ermüdungs- und Zeitstandschädigung kann dann eine Lebensdauervorhersage vorgenommen werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden hierbei ausschließlich lineare Schadensakkumulationshypothesen eingesetzt, wobei die Verwendung von anderen Hypothesen problemlos möglich ist.

Kernstück der Werkstoffbeschreibung ist das viskoplastische Stoffgesetz, das bei beiden Berechnungsvorschlägen mitsamt den ermittelten Materialparametern in benutzerdefinierten Subroutinen des FE-Programms (UMAT IN 939, UMAT IN 718) implementiert wird.

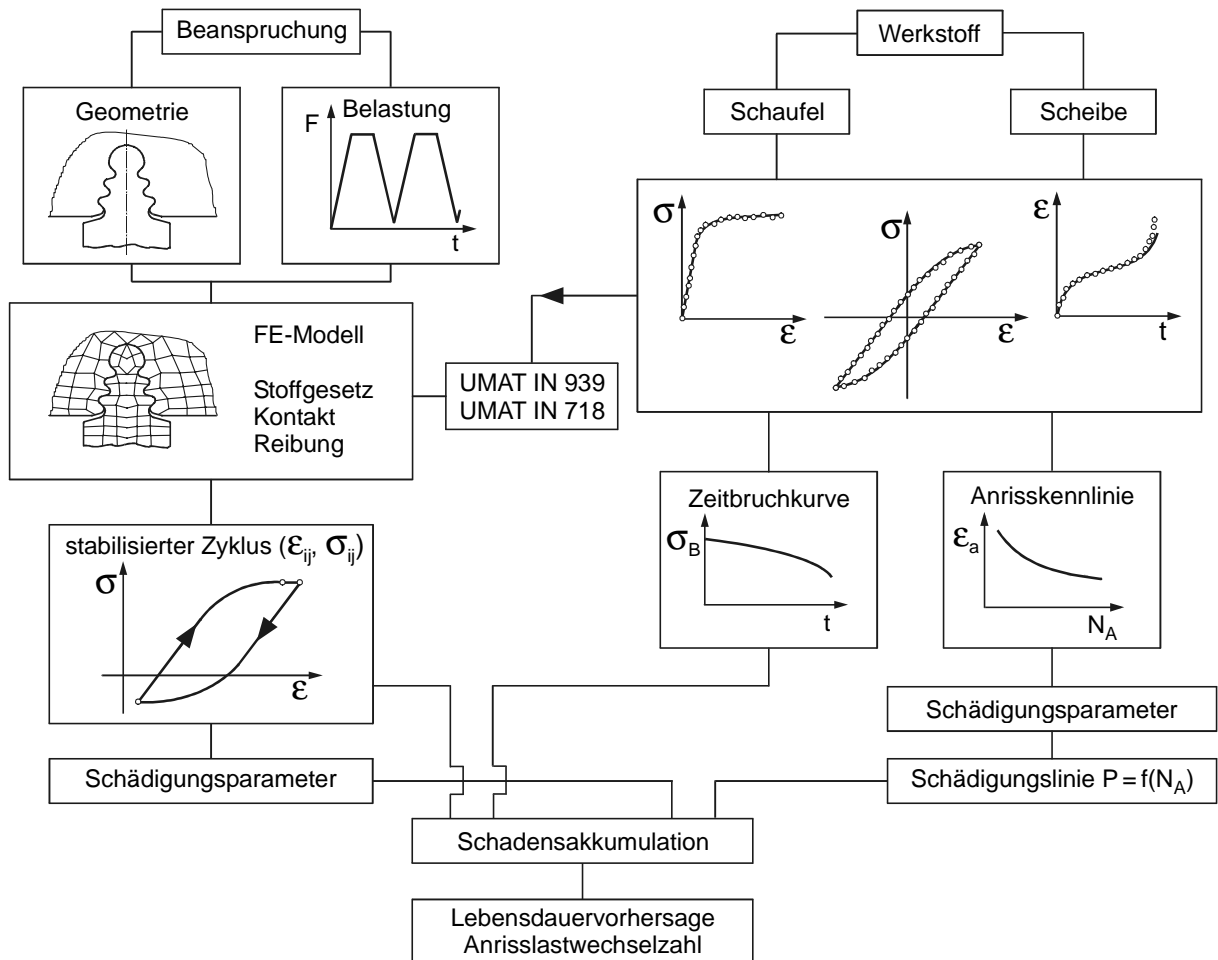


Bild 6.2: Kriechermüdnachweis für Schaufel-Scheibe-Verbindungen

6.2 Überprüfung der Treffsicherheit

Im Folgenden werden die im vorangegangenen Abschnitt vorgeschlagenen Berechnungskonzepte anhand von LCF-Versuchen an bauteilähnlichen Modellkörpern bei Raumtemperatur und bei 550 °C überprüft. Folgende Versuche werden dabei nacheinander beispielhaft betrachtet:

- LCF-Versuch MK-0°-1 ($F_{\max} = 145 \text{ kN}$, Raumtemperatur),
- LCF-Versuch MK-0°-5 ($F_{\max} = 95 \text{ kN}$, 550 °C),
- LCF-Versuch MK-0°-3 ($F_{\max} = 125 \text{ kN}$, 550 °C),
- LCF-Versuch MK-0°-6 ($F_{\max} = 125 \text{ kN}$, 550 °C, mit Haltezeit).

Diese Experimente wurden mit FE-Rechnungen simuliert, wie in Abschnitt 5.3 ausführlich beschrieben. Das Versagen trat bei diesen Experimenten generell in der Scheibe auf.

Voraussetzungen

Die Übertragung von beliebigen mittelspannungsbehafteten Spannungszuständen auf rein wechselnde Beanspruchungen bei einachsigem Spannungszustand erfolgt unter Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} nach Smith, Watson und Topper [39]. Zur Beschreibung der Werkstoffcharakteristik werden bei reiner Ermüdungsbeanspruchung außer der Anrisskennlinie keine weiteren Daten benötigt. Exemplarisch wurden dabei die für mehrachsige Beanspruchungen einsetzbaren Ansätze $P_{SWT,1}$, $P_{SWT,v}$ sowie $P_{SWT,max}$ angewandt, siehe Tabelle 2.7.

Bei den numerischen Analysen unter Verwendung des viskoplastischen Werkstoffmodells von Chaboche/Nouailhas wurden die Reibungskoeffizienten variiert. Wie bereits erwähnt, werden zur Vorhersage der Lebensdauer ausschließlich die während eines stabilisierten Zyklus auftretenden Beanspruchungsgrößen herangezogen. Die Ermittlung der kennzeichnenden Komponenten bei zyklischer Beanspruchung ist in Bild 2.18 erläutert.

Bei Kriechermüdungsbeanspruchungen wird die Kriechschädigung unter Verwendung der Vergleichsspannung nach von Mises bzw. der größten Hauptspannung sowie der Zeitbruchkurve für 550 °C bestimmt.

LCF-Versuche ohne Haltezeit

Die berechneten Schädigungsparameter für die stabilisierten Zyklen der einzelnen Versuche sind in Tabelle 6.1 dargestellt. Bei der Ermittlung der Vergleichsgrößen aus den Spannungs- und Verformungskomponenten ist zu beachten, dass die übliche Größenkonvention (z. B. $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$) bei zyklischen Beanspruchungen nicht anwendbar ist. Dies bedeutet, dass die Vergleichsgrößen bei der Berechnung des Schädigungsparameters ihre physikalische Identität unabhängig von ihrem aktuellen Wert behalten.

Versuch	Temp.	F_{max} /kN	μ_R	$P_{SWT,1}$ /MPa	$P_{SWT,v}$ /MPa	$P_{SWT,max}$ /MPa
MK-0°-1	RT	145	0,2	1264,6	870,8	850,6
MK-0°-5	550 °C	95	0,2	829,4	581,2	563,1
			0,27	771,2	544,5	522,5
			0,6	587,3	397,6	408,0
MK-0°-3	550 °C	125	0,2	953,9	669,1	635,8
			0,6	869,5	608,8	584,1

Tabelle 6.1: Berechnete Schädigungsparameter (LCF-Versuche ohne Haltezeit)

Generell zeigt sich, dass mit dem Schädigungsparameter auf Basis der größten Hauptspannung bzw. Hauptdehnung die höchsten Schädigungswerte erreicht werden. Erwartungsgemäß unterscheiden sich dagegen die berechneten Parameter unter Verwendung der von Mises Vergleichsgrößen bzw. der maximalen Schubspannung und Schiebung nur unwesentlich. Ferner wird deutlich, dass mit zunehmenden Reibungswerten niedrigere Schädigungsparameter berechnet werden

Die zur Werkstoffcharakterisierung erforderlichen Schädigungslinien für den Scheibenwerkstoff IN 718 sind in Bild 6.3 dargestellt.

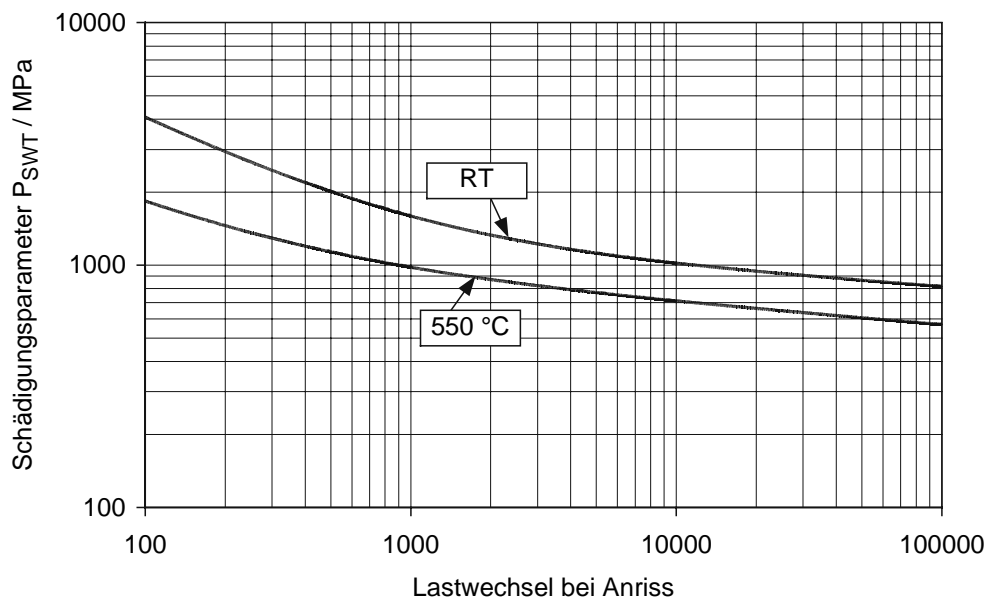


Bild 6.3: Schädigungslinie IN 718 für Raumtemperatur und 550 °C

Die mit Hilfe der Schädigungsparameter berechneten Anrisslastwechselzahlen sind in Tabelle 6.2 zusammengestellt. Zusätzlich sind als Vergleich auch die im Experiment festgestellten Anrisslastwechselzahlen angegeben.

Versuch	μ_R	N_A nach $P_{SWT,1}$	N_A nach $P_{SWT,v}$	N_A nach $P_{SWT,max}$	N_A Experiment
MK-0°-1	0,2	2520	46800	61100	13280
MK-0°-5	0,2	2810	78200	110000	9815
	0,27	4935	159000	249000	
	0,6	69900	"∞"	"∞"	
MK-0°-3	0,2	1150	17900	30200	1395
	0,6	2025	47600	74100	

Tabelle 6.2: Bewertung der Lebensdauervorhersage

Wie bereits erwähnt, wird bei der Berechnung mit dem Schädigungsparameter $P_{SWT,1}$ generell die kürzeste Lebensdauer ermittelt. Zur Veranschaulichung werden hierzu die Vorhersagen des LCF-Versuchs MK-0°-3 (Maximallast $F_{max} = 125$ kN) betrachtet, wobei die Reibungszahl $\mu_R = 0,6$ berücksichtigt wird. In Bild 6.4 werden die rechnerischen Vorhersagen dieses Versuchs mit dem Experiment verglichen.

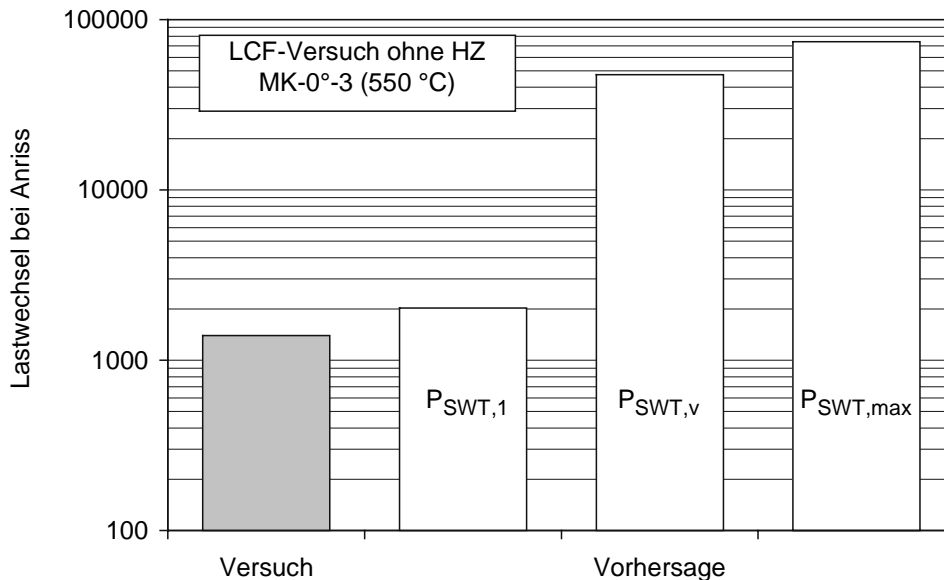


Bild 6.4: Einfluss der verwendeten Schädigungsparameter

Die rechnerischen Vorhersagen mit den Parametern $P_{SWT,v}$ bzw. $P_{SWT,max}$ überschätzen die tatsächliche Lebensdauer, während die Vorhersage mit $P_{SWT,1}$ eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment aufweist. Da die mit dieser Reibungszahl berechneten Hystereseschleifen zudem eine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Ergebnissen aufweisen, kann die Abweichung in der Lebensdauervorhersage direkt auf den jeweiligen Schädigungsparameter zurückgeführt werden.

Die Gründe für die deutliche Überschätzung der ertragbaren Lastwechselzahl mit Hilfe der Schädigungsparameter $P_{SWT,v}$ bzw. $P_{SWT,max}$ soll im Folgenden analysiert werden. Besonders anschaulich lässt sich dies anhand der Mohrschen Spannungskreise bei Maximallast erläutern, wie dies in Bild 6.5 am Beispiel der Nachrechnung des LCF-Versuchs MK-0°-3 dargestellt ist.

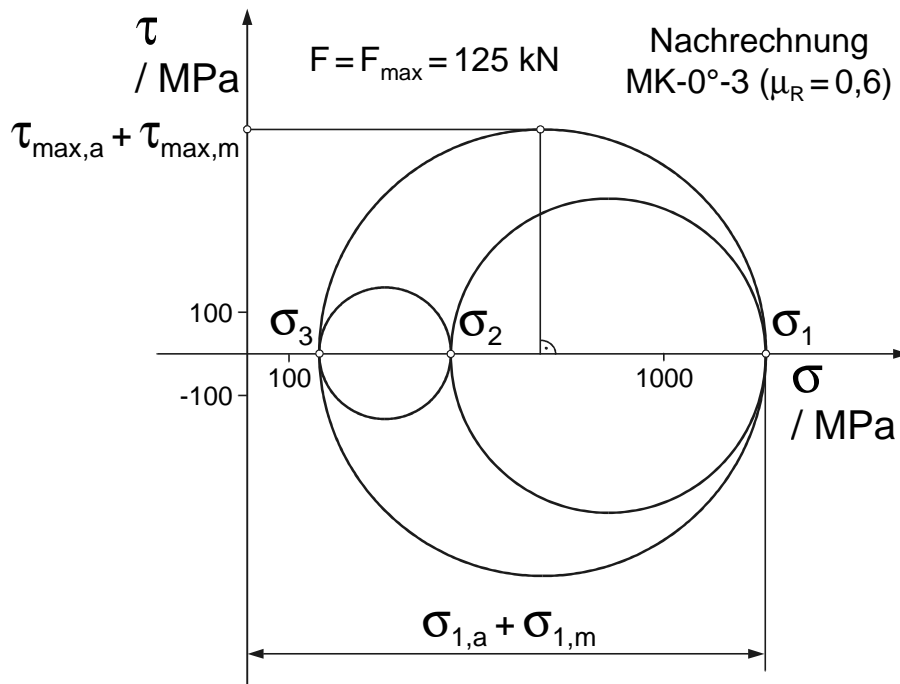


Bild 6.5: Mohrsche Spannungskreise bei Maximallast $F_{\max} = 125 \text{ kN}$

Für einen derartigen dreiachsigen Spannungszustand ($q = 0,86$) ergibt sich aufgrund des vergleichsweise beträchtlichen hydrostatischen Anteils eine hohe 1. Hauptspannung ($\sigma_1 = 1245 \text{ MPa}$), während die maximale Schubspannung ($\tau_{\max} = 535 \text{ MPa}$) sowie die Vergleichsspannung nach von Mises ($\sigma_v = 953 \text{ MPa}$) geringere Werte annehmen. Damit wird aber auch die schädigende Wirkung der Mittelspannung bei dem Parameter $P_{\text{SWT},1}$ stärker gewichtet. Diese Überlegungen lassen sich sinngemäß auch auf die Verformungskomponenten $\epsilon_{1,a}$, $\epsilon_{v,a}$ und $\gamma_{\max,a}$ übertragen.

Eine weitere Ursache liegt in der begrenzten Verformungsfähigkeit der Schmiedelegierung IN 718. Obwohl dieser Werkstoff im Zugversuch für eine hochfeste Legierung beträchtliche Bruchdehnungen aufweist, deutet doch das ungünstige Streckgrenzenverhältnis von $R_{p0,2}/R_m \approx 0,9$ bzw. die geringe Kerbschlagarbeit in der Hochlage auf eine gewisse Versprödungsneigung hin. Derartige Werkstoffe werden aber häufig zutreffender unter Verwendung der Normalspannungshypothese (NH) [91] hinsichtlich ihres Versagensverhaltens bewertet, so dass dies auch eine mögliche Ursache für die guten Vorhersagen unter Verwendung des Parameter $P_{\text{SWT},1}$ darstellt.

Eine Analyse der Ergebnisse in Tabelle 6.2 zeigt aber auch, dass zum Teil mit erheblichen Unsicherheiten bei der Lebensdauervorhersage gerechnet werden muss, wenn bei der Simulation eine unzutreffende Reibungszahl angesetzt wird. Dies ist in **Bild 6.6** am Beispiel der Nachrechnungen des LCF-Versuchs MK-0°-5 dargestellt, wobei ausschließlich der Schädigungsparameter $P_{\text{SWT},1}$ herangezogen wurde.

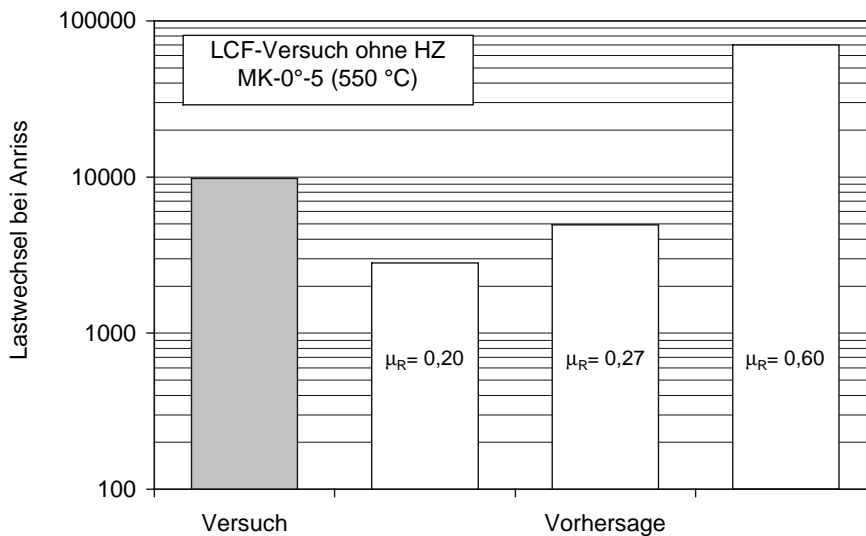


Bild 6.6: Einfluss der Reibungszahl auf die Lebensdauervorhersage

Für die im Experiment näherungsweise vorliegende Reibungszahl $\mu_R = 0,27$ ergibt sich eine gute Vorhersage, während bei den anderen Reibungsfaktoren eine wesentlich größere Abweichung auftritt. Dies bedeutet, dass eine realistische Reibungszahl eine unabdingbare Voraussetzung zur treffsicheren Vorhersage der Lebensdauer von Schaufel-Scheibe-Verbindungen darstellt.

In [Anhang A.42](#) ist eine Bewertung der Lebensdauervorhersage eines LCF-Versuchs bei Raumtemperatur durchgeführt. Auch in diesem Fall ergibt sich die beste Vorhersage unter Verwendung der Parameters $P_{SWT,1}$. Erwartungsgemäß wird hierbei die tatsächliche Lebensdauer etwas unterschätzt, da bei diesem Versuch nur eine Nachrechnung mit dem kleineren Reibungsfaktor $\mu_R = 0,2$ zur Verfügung stand.

LCF-Versuche mit Haltezeit

Zur Überprüfung des Lebensdauerkonzepts für Schaufel-Scheibe-Verbindungen unter Zugrundelegung von Kriechermüdungsversagen wird ein LCF-Versuch mit Haltezeit herangezogen, der ebenfalls im Rahmen einer FE-Simulation nachgerechnet wurde. Die Gesamtschädigung wurde dabei durch eine lineare Akkumulation von Ermüdungs- und Zeitstandserschädigung bestimmt. Die Anteile aus der Ermüdung wurden analog zur Vorgehensweise bei der Lebensdauerberechnung von LCF-Versuchen ohne Haltezeit ermittelt. Die zugehörigen Schädigungswerte nach den Ansätzen $P_{SWT,1}$, $P_{SWT,v}$ sowie $P_{SWT,max}$ sind in [Tabelle 6.3](#) dargestellt.

Versuch	Temp.	F_{max} /kN	μ_R	$P_{SWT,1}$ /MPa	$P_{SWT,v}$ /MPa	$P_{SWT,max}$ /MPa
MK-0°-6	550 °C	125	0,2	960,1	668,5	649,7

Tabelle 6.3: Berechnete Schädigungsparameter für LCF-Versuch mit Haltezeit

Durch Vergleich mit der Schädigungslinie für IN 718 wird die Lebensdauer bei reiner Ermüdungsschädigung ermittelt, wobei die daraus resultierenden Anrisslastwechselzahlen in Tabelle 6.4 dargestellt sind.

Versuch	Temp.	F _{max} /kN	μ _R	N _{A,LCF} nach P _{SWT,1}	N _{A,LCF} nach P _{SWT,v}	N _{A,LCF} nach P _{SWT,max}
MK-0°-6	550 °C	125	0,2	1110	18100	24200

Tabelle 6.4: Anrisslastwechselzahlen N_{A,LCF} bei reiner Ermüdungsbeanspruchung

Die Bewertung der Zeitstandschädigung erfolgt auf Basis der Vergleichsspannung nach von Mises bzw. der größten Hauptspannung bei Beginn der Haltezeit. Damit lassen sich unter Verwendung der Zeitbruchkurve für IN 718 bei 550 °C (Bild 4.15) die zugehörigen Bruchzeiten t_B bestimmen, siehe Tabelle 6.5.

Versuch	Temp.	F _{max} /kN	μ _R	σ _v /MPa	t _B (σ _v) /h	σ ₁ /MPa	t _B (σ ₁) /h
MK-0°-6	550 °C	125	0,2	833,6	10130	1073,7	5700

Tabelle 6.5: Bruchzeit t_B für reine Zeitstandschädigung

Damit kann unter Verwendung der linearen Schadensakkumulation die Gesamtschädigung in Abhängigkeit von der rechnerischen Anrisslastwechselzahl bestimmt werden, vergleiche Gleichung (2.15).

$$D = D_{\sigma} + D_{\vartheta} = \frac{N_A}{N_{A,LCF}} + \frac{t_A}{t_B} = N_A \cdot \left(\frac{1}{N_{A,LCF}} + \frac{t_{HZ}}{t_B} \right) \quad (6.1)$$

Versagen wird im einfachsten Fall postuliert, wenn der theoretische Grenzwert D = 1 erreicht wird. Die Anrisslastwechselzahl bei Kriechermüdungsbeanspruchung berechnet sich dann für diesen Fall zu

$$N_A = \frac{1}{\frac{1}{N_{A,LCF}} + \frac{t_{HZ}}{t_B}} \quad (6.2)$$

Wie bereits in Abschnitt 2.2 ausführlich dargestellt, sind etwa im amerikanischen Regelwerk ASME [43] werkstoffabhängige, abschnittsweise definierte lineare Grenzkurven angegeben, die der zunehmenden Schädigungswirkung bei der Interaktion von Ermüdungs- und Zeitstandbeanspruchung Rechnung tragen. Bei den angegebenen Grenzkurven wird zwischen den austenitischen Stählen (AISI Type 304 bzw. 316) und dem ferritischen 2,25 % Chromstahl bzw. dem hochlegierten Stahl Alloy

800 (X2NiCrAlTi-32-20) unterschieden. Für die vorliegende Nickel-Basis-Legierung ist es aufgrund des hohen Nickelgehaltes von Alloy 800 sowie der vergleichsweise geringen Verformungsfähigkeit von IN 718 naheliegend, die konservativere Grenzkurve mit dem Materialparameter $C_1 = 0,12$ heranzuziehen. Der anzuwendende Grenzwert für die ertragbare Gesamtschädigung ist dabei in Abhängigkeit vom Verhältnis der Schädigungsanteile festgelegt.

$$D = D_\sigma + D_\vartheta = 1 + D_\sigma \cdot \left(2 - \frac{1}{C_1} \right) \quad \text{für } D_\sigma \leq C_1 \quad (6.3)$$

$$D = D_\sigma + D_\vartheta = D_\sigma \cdot \left(\frac{2C_1 - 1}{C_1 - 1} \right) - \frac{C_1}{C_1 - 1} \quad \text{für } D_\sigma > C_1 \quad (6.4)$$

Die sich hieraus ergebenden Anrisslastwechselzahlen sind demnach ebenfalls vom Verhältnis der Schädigungsanteile abhängig.

$$N_A = \frac{1}{\frac{1 - C_1}{C_1 \cdot N_{A,LCF}} + \frac{t_{HZ}}{t_B}} \quad \text{für } D_\sigma \leq C_1 \quad (6.5)$$

$$N_A = \frac{C_1}{\frac{C_1}{N_{A,LCF}} - (C_1 - 1) \cdot \frac{t_{HZ}}{t_B}} \quad \text{für } D_\sigma > C_1 \quad (6.6)$$

Im Folgenden wird eine Lebensdauervorhersage des LCF-Versuchs mit Haltezeit vorgenommen, wobei neben dem ASME-Verfahren auch eine Berechnung mit dem theoretischen Grenzwert $D = 1$ durchgeführt wird, siehe Tabelle 6.6.

Versuch	Verfahren	N_A nach $P_{SWT,1}$	N_A nach $P_{SWT,v}$	N_A nach $P_{SWT,max}$	N_A Experiment
MK 3-0°-6	$D = 1$ mit $t_B(\sigma_v)$	1071	11343	13472	270
	ASME mit $t_B(\sigma_v)$	875	3372	3538	
	$D = 1$ mit $t_B(\sigma_1)$	1042	8792	10019	
	ASME mit $t_B(\sigma_1)$	752	2065	2126	

Tabelle 6.6: Lebensdauervorhersage eines LCF-Versuchs mit Haltezeit

Es lässt sich festhalten, dass die Vorhersage dieses Versuchs mit dem Schädigungsparameter $P_{SWT,1}$ relativ gut mit der Anrisslastwechselzahl im Versuch übereinstimmt, insbesondere wenn die größte Hauptspannung zur Bewertung der Zeitstandserschädigung herangezogen wird. Allerdings wird bei sämtlichen Vorhersagen,

selbst bei Verwendung des ASME-Verfahrens, die tatsächliche Lebensdauer überschätzt, siehe Bild 6.7.

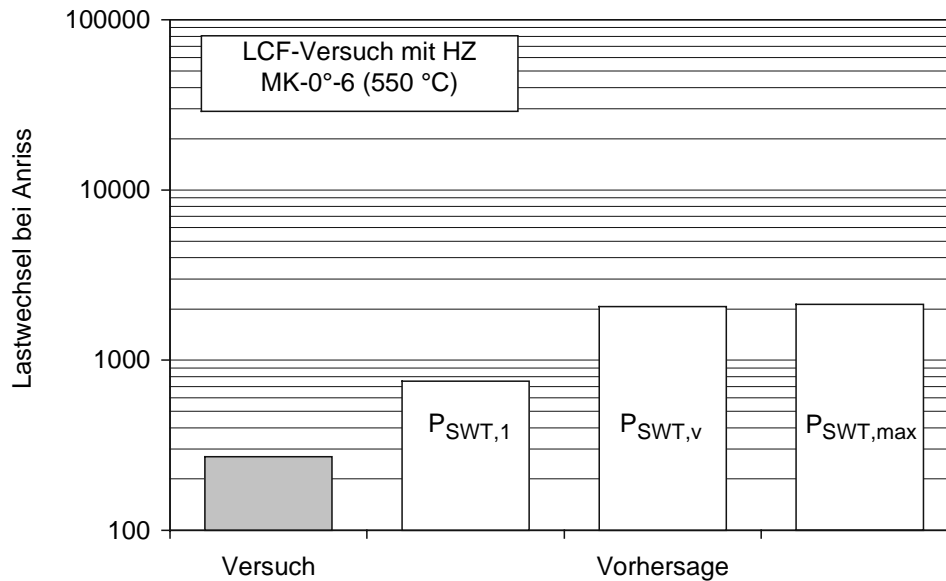


Bild 6.7: Bewertung der Lebensdauervorhersage nach ASME bei Kriechermüdung

Interessant ist eine nähere Analyse der auftretenden Schädigungsanteile für die jeweiligen Berechnungsansätze. Für die Vorhersage mit dem Parameter $P_{SWT,1}$ zeigt sich, dass die Schädigung eindeutig von der Ermüdung dominiert wird. Ursache dieses, angesichts der deutlich reduzierten Lebensdauer im Haltezeitversuch zunächst unerwarteten Ergebnis, ist die der FE-Rechnung zugrundeliegende niedrige Reibungszahl $\mu_R = 0,2$, die zu einer Unterschätzung der ertragbaren Lebensdauer führt. Dies bedeutet, dass die dominierende Rolle der Ermüdungsbeanspruchung ihre Ursache nicht im Schädigungsparameter selbst hat, sondern vielmehr eine Folge der Überschätzung der Bauteilbeanspruchung ist.

Für die Schädigungsparameter $P_{SWT,v}$ und $P_{SWT,max}$ ergeben sich hingegen etwa gleich große Schädigungsanteile. Zusammengefasst sind diese Erkenntnisse in einem Kriechermüdungsdiagramm in Bild 6.8 veranschaulicht, wobei neben dem ASME-Verfahren auch die Versagenswerte bei Verwendung der theoretischen Schadenssumme $D=1$ eingetragen sind. Ebenfalls aus Bild 6.8 werden die deutlichen Differenzen zwischen der rechnerischen Vorhersage unter Verwendung des Verfahrens nach ASME bzw. mit $D=1$ für die Schädigungsparameter $P_{SWT,v}$ und $P_{SWT,max}$ erklärbar, da hier die zusätzliche Schädigungswirkung bei der Interaktion von Ermüdung und Zeitstandbeanspruchung signifikant zum Tragen kommt.

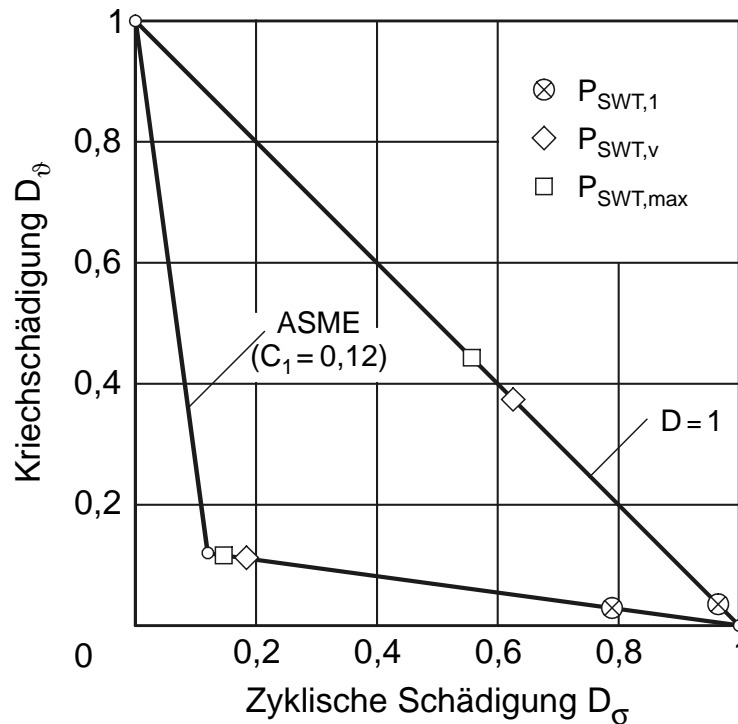


Bild 6.8: Kriechermüdungsdiagramm für LCF-Versuch mit HZ (MK 3-0°-6, 550 °C)

Bewertung

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass sowohl bei reiner Ermüdungsbeanspruchung als auch bei Kriechermüdungsbeanspruchung mit dem Schädigungsparameter $P_{SWT,1}$ eine gute rechnerische Lebensdauervorhersage möglich ist. Allerdings ist für eine treffsichere Vorhersage die zuverlässige Spannungs- und Verformungsberechnung sowie die Kenntnis der vorliegenden Reibungszahl für die FE-Simulation erforderlich. Die Fehler in der Vorhersage der Anrisslastwechselzahl liegen in diesem Fall in Lastwechseln ausgedrückt innerhalb eines Faktors 2. Die Lebensdauervorhersage unter Verwendung der Schädigungsparameter $P_{SWT,v}$ und $P_{SWT,max}$ liefert hingegen unbefriedigende Ergebnisse, da die ertragbare Lebensdauer prinzipiell deutlich überschätzt wird.

Die in Bild 6.1 und Bild 6.2 vorgeschlagenen Berechnungskonzepte zur Lebensdauerberechnung von Schaufel-Scheibe-Verbindungen konnten anhand der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten bauteilnahen Experimente verifiziert werden. Das wesentlichste Ziel dieser Arbeit, ein geschlossenes Berechnungskonzept zur Ermittlung der Lebensdauer von Schaufel-Scheibe-Verbindungen zu entwickeln und zu qualifizieren, wurde damit erreicht.

7 Anhang

7.1 Literatur

- [1] Mukherjee, D. K.: Stand der Gasturbinentechnik
ABB Technik, Heft 2/97, S. 4-14, 1997
- [2] Kosmowski, I. und G. Schramm: Turbomaschinen
VEB Verlag Technik, Berlin, 1987
- [3] Stoiber, J.: Einsatz neuer Werkstoffe für moderne Gasturbinenschaufeln
Allianz Report, Heft 4/98, S. 236-246, 1998
- [4] Haslinger, W.: Filmkühlung an einer Turbinenschaufelvorderkante
Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1998
- [5] Weisser, H.: Moderne Gasturbinenkraftwerke - größer, schneller, billiger
Allianz Report, Heft 1/99, S. 24-33, 1999
- [6] Scheffold, A.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zum
zyklischen, inelastischen Verformungsverhalten austenitischer Stähle
Dissertation, Universität Stuttgart, 1997
- [7] Xu, H.: Anwendung eines viskoplastischen Schädigungsmodells zur
Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhaltens einer Hoch-
temperatur-Schraubenverbindung
Dissertation, Universität Stuttgart, 1998
- [8] Maile, K. et al.: Verified approaches to life assessment and improved
design of elevated temperature turbine equipment (VALID)
Brite/Euram project 4285, 1996
- [9] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit - Verfahren zur Bauteilberechnung
VDI-Verlag, Düsseldorf, 1989
- [10] Gudehus, H. und H. Zenner: Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrech-
nung - Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen
Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 4. Auflage, 1999
- [11] Eulitz, K. D., H. Döcke und H. Zenner: Lebensdauervorhersage I -
Verbesserung der Lebensdauerabschätzung durch systematische Auf-
arbeitung und Auswertung vorliegender Versuchsreihen
Forschungskuratorium Maschinenbau, Forschungsvorhaben Nr. 152, 1994
- [12] Seeger, T.: Werkstoffmechanisches Konzept der Dauer- und Zeitfestigkeit
Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit - zeitgemäße Berechnungskonzepte,
VDI-Vortragsveranstaltung, Bad Soden, 1988

- [13] Bruder, T.: Lebensdauerberechnung - Lebensdauerberechnung für gekerbte Bauteile mit Randschicht und Eigenspannung
Forschungskuratorium Maschinenbau, Forschungsvorhaben Nr. 145-3, 1994
- [14] Sonsino, C. M.: Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen
Konstruktion, Band 45, S. 25-33, 1993
- [15] Roos, E.: Grundlagen und notwendige Voraussetzungen zur Anwendung der Risswiderstandskurve in der Sicherheitsanalyse angerissener Bauteile
Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 1992
- [16] Suresh, S.: Fatigue of metals
Cambridge University Press, 2th edition, 1998
- [17] Hänel, B. et al.: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile
Forschungskuratorium Maschinenbau, 3. Auflage, 1998
- [18] Neuber, H.: Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain-law
Journal of Applied Mechanics, Volume 12, pp. 544-550, 1961
- [19] Dietmann, H.: Berechnung der Fließkurven von Kerbstäben
Archiv für das Eisenhüttenwesen, Band 40, S. 1011-1022, 1969
- [20] Seeger, T. und A. Beste: Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich
VDI-Fortschrittsberichte, Reihe 18, Nr. 2, 1977
- [21] Bäumel, A.: Experimentelle und numerische Untersuchung der Schwingfestigkeit randschichtverfestigter eigenspannungsbehafteter Bauteile
Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1991
- [22] Gurson, A. L.: Plastic flow and fracture behaviour of ductile materials incorporating void nucleation, growth and interaction
PhD thesis, division of engineering, Brown University, 1975
- [23] Rousselier, G.: Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture
Nuclear Engineering and Design, Volume 105, pp. 97-111, 1987
- [24] Seidenfuß, M.: Untersuchungen zur Beschreibung des Versagensverhaltens mit Hilfe von Schädigungsmodellen am Beispiel des Werkstoffs 20MnMoNi5-5
Dissertation, Universität Stuttgart, 1992

- [25] Ramberg, W. and W. R. Osgood: Description of stress-strain curves by three parameters
Technical Report No. 902, NACA, 1943
- [26] Bartsch, H.: Ermittlung und Beschreibung des Langzeitkriechverhaltens hochwarmfester Gasturbinenwerkstoffe
Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1985
- [27] Preußler, T.: Numerische Beschreibung des Kriechverhaltens hochwarmfester Legierungen
Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1991
- [28] Granacher, J. und A. Pfenning: Kriechgleichungen II - rechnergestützte Beschreibung des Kriechverhaltens ausgewählter hochwarmfester Legierungen
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, Forschungsvorhaben Nr. 432, 1991
- [29] Ilchner, B.: Hochtemperatur-Plastizität - Warmfestigkeit und Warmverformbarkeit metallischer und nichtmetallischer Werkstoffe
Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1973
- [30] Viswanathan, R.: Damage mechanism and life assessment of high-temperature components
ASM International, 1989
- [31] Radaj, D.: Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau
Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1995
- [32] Issler, L., H. Ruoß und P. Häfele: Festigkeitslehre - Grundlagen
Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2. Auflage, 1997
- [33] Wellinger, K. und H. Dietmann: Festigkeitsberechnung - Grundlagen und technische Anwendung
Alfred Kröner Verlag, Stuttgart, 3. Auflage, 1976
- [34] Diem, H.: Persönliche Mitteilung
Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA), Stuttgart, 1999
- [35] Moss, S.: LCF data IN 939
GEC ALSTOM, Leicester, 1998
- [36] Manson, S. S.: Behaviour of materials under conditions of thermal stress
Technical Report No. 2933, NACA, 1954

- [37] Coffin, L. F.: A study of effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal
Transactions of ASME, Volume 76, pp. 931-950, 1954
- [38] Moss, S.: IEPG TA31 Programme, material data analysis for IN 718
GEC ALSTOM, Leicester, 1997
- [39] Smith, K. N., P. Watson and T. H. Topper: A stress-strain function for the
fatigue of metals
Journal of Materials, JMLSA, Volume 5, pp. 767-778, 1970
- [40] Boller, C. and T. Seeger: Materials data for cyclic loading, part A-E
Elsevier Science Publishing, Amsterdam, 1987
- [41] Bäuml, A. and T. Seeger: Materials data for cyclic loading, supplement 1
Elsevier Science Publishing, Amsterdam, 1990
- [42] Bothe, K.: Zeitfestigkeit von Nickelbasislegierungen I/II - Zeitfestigkeits-
verhalten von Nickelbasislegierungen bei unterschiedlichen Temperaturen
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, Forschungs-
vorhaben Nr. 450/589, 1993/1997
- [43] ASME Boiler and Pressure Vessel Code - rules for construction of nuclear
power plant components
American Society of Mechanical Engineers, division 1, subsection NH,
class 1, components in elevated temperature service, 1998
- [44] Maile, K., W. Bernstein, C. Schwarzkopf und W. Seifert: Hochtemperatur-
Bauteillebensdauer - Methoden zur Lebensdauervorhersage und -ermitt-
lung für mehrachsige beanspruchte Bauteile unter hohen Temperaturen
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, Forschungs-
vorhaben Nr. 199, 1997
- [45] Issler, L.: Gültigkeitsgrenzen der Festigkeitshypothesen bei allgemeiner
mehrachsigiger Schwingbeanspruchung
7. Sitzung des DVM Arbeitskreis Betriebsfestigkeit, Mülheim/Ruhr, 1982
- [46] von Mises, R.: Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen
Zustand
Nachr. Königl. Ges. Wiss., Math.-phys. Klasse, Göttingen, S. 582-592,
1913
- [47] Tresca, H.: Mémoire sur l'écoulement des corps solides soumis des fortes
pressions
C. R. Acad. Sci., Volume 59, page 754-758, 1864

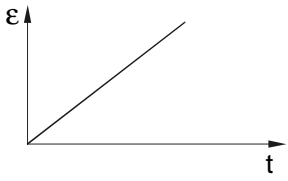

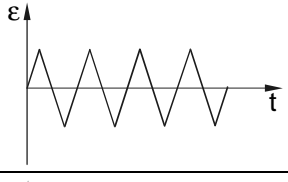
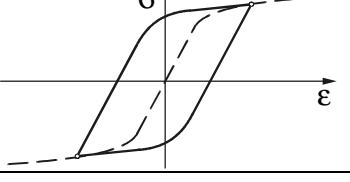
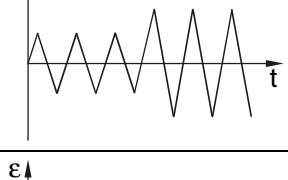
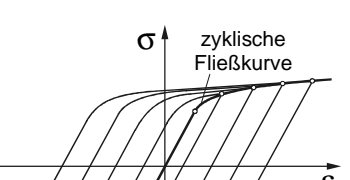
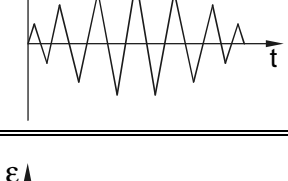
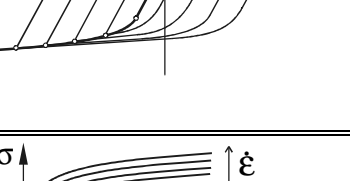
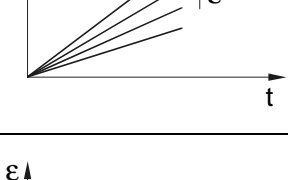
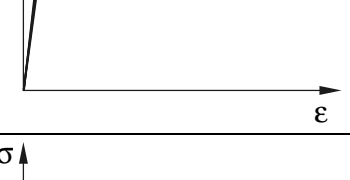
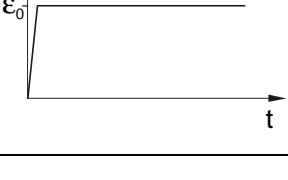

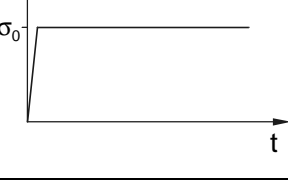
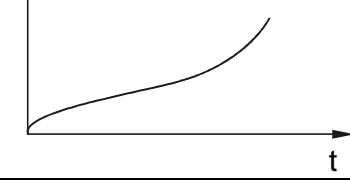
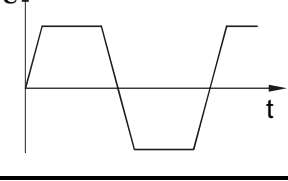
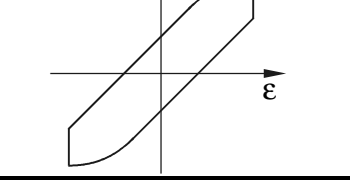
- [48] Clausmeyer, H.: Über die Beanspruchung von Stahl bei mehrachsigen Spannungszuständen
Konstruktion, Band 20, S. 395-401, 1968
- [49] Clausmeyer, H., K. Kußmaul und E. Roos: Der Einfluss des Spannungszustandes auf den Versagensablauf angerissener Bauteile aus Stahl
Mat.-wiss. u. Werkstofftechnik, Band 20, S. 101-117, 1989
- [50] Maile, K.: Fortgeschrittene Verfahren zur Beschreibung des Verformungs- und Schädigungsverhaltens von Hochtemperaturbauteilen im Kraftwerksbau
Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 1999
- [51] Sheng, S. und K. Maile: Festigkeitshypothesen im Kriechgebiet II - Beurteilung von Festigkeitshypothesen für mehrachsiale Spannungs- und Dehnungszustände unter langzeitiger Kriechbeanspruchung
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, Forschungsvorhaben Nr. 468, 1993
- [52] Fatemi, A. and L. Yang: Cumulative fatigue damage and life prediction theories - a survey of the state of the art for homogeneous materials
Int. J. of Fatigue, Volume 20, pp. 9-34, 1998
- [53] Savaidis, G.: Berechnung der Bauteilanrisslebensdauer bei mehrachsigen proportionalen Beanspruchungen
Dissertation, Universität Darmstadt, 1996
- [54] Liu, J. und H. Zenner: Berechnung der Dauerfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung I/II
Mat.-wiss. u. Werkstofftechnik, Band 24, S. 240-249/296-303, 1993
- [55] Fatemi, A. and P. Kurath: Multiaxial fatigue life predictions under the influence of mean-stresses
Transactions of the ASME, Volume 110, pp. 380-388, 1988
- [56] Armstrong, P. J. and C. O. Frederick: A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger Effect
C. E. G. B. report RD/B/N 731, 1966
- [57] Mroz, Z.: On the description of anisotropic work-hardening
Journal Mech. Phys. Solids, Volume 15, pp. 163-175, 1967
- [58] Robinson, D. N., C. E. Pugh and J. M. Corum: Constitutive equations for describing high temperature inelastic behaviour of structural alloys
ORNL Report No. 766027, 1976

- [59] Krempl, E.: An experimental study of room-temperature rate-sensitivity, creep and relaxation of AISI type 304 stainless steel
Journal Mech. Phys. Solids, Volume 27, pp. 163-175, 1979
- [60] Chaboche, J.-L.: Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity
International Journal of Plasticity, Volume 5, pp. 247-302, 1989
- [61] Eftis, J. , M. S. Abdel-Kader and D. L. Jones: Comparisons between the modified Chaboche and Bodner-Partom viscoplastic constitutive theories at high temperature
International Journal of Plasticity, Volume 5, pp. 1-27, 1989
- [62] White, P. S.: The Fast Reactor State Variable model - plasticity description fitted to data for type 316 steels
GEC ALSTOM, 1992
- [63] Schwertel, J.: Modellierung des einachsigen mechanischen Verhaltens von Werkstoffen durch viskoplastische Stoffmodelle
Dissertation, Technische Universität Karlsruhe, 1992
- [64] Prager, W. und P. G. Hodge: Theorie ideal plastischer Körper
Springer Verlag, Wien, 1954
- [65] Nadai, A.: Theory of flow and fracture of solids, Volume I/II
McGraw Hill, New York, 1949/1963
- [66] Lemaitre, J. and J.-L. Chaboche: Mechanics of solid materials
Cambridge University Press, 1990
- [67] Gaudig, W.: Bauteilbezogenes Kriechschädigungskonzept - Erstellung eines Konzepts zur Modellierung des Kriech- bzw. Schädigungsverhaltens von Bauteilen aus warmfesten CrMoV-Stählen unter mehrachsiger Beanspruchung und Berücksichtigung der Schädigung durch Porenbildung
Forschungskuratorium Maschinenbau, Vorhaben Nr. 181, 1997
- [68] Brocks, W. et al.: Modellierung von Kriechverformungen und -schädigung mit Hilfe von viskoplastischen Stoffgesetzen
GKSS Forschungsbericht 98/E/5, Geesthacht, 1998
- [69] Nouailhas, D.: Unified modelling of cyclic viscoplasticity - application to austenitic stainless steels
Int. J. of Plasticity, Volume 5, pp. 501-520, 1989
- [70] Härkegård, G.: Low-cycle-fatigue analysis of notched components with application to turbine-blade fixations
Int. J. of Fatigue, Volume 6, pp. 1659-1668, 1984

- [71] Schubert, F.: Werkstoffkundliche Gesichtspunkte bei der Auslegung kriechbeanspruchter Hochtemperaturkomponenten moderner Energieerzeugungsanlagen
Habilitationsschrift, RWTH Aachen, 1989
- [72] Wallow, F.: Einfluss von Korngrenzen auf die Streckgrenze von Nickel-Basis-Superlegierungen
Dissertation, Westfälische Wilhelms-Universität Münster, 1994
- [73] Fleury, G.: Anisotrope Stoffgesetze für das viskoplastische Verformungsverhalten der einkristallinen Superlegierung CMSX-4
Dissertation, RWTH Aachen, 1998
- [74] Ebeling, W. und J. Granacher: Oberflächenschutzschichten - langzeitige Wirkung von Oberflächenschutzmaßnahmen auf das Zeitstandverhalten hochwarmfester Nickellegierungen
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, Forschungsvorhaben Nr. 264, 1985
- [75] Merrick, H. F.: The low cycle fatigue of three wrought nickel-base-alloys
Metallurgical Transactions, Volume 5, pp. 891-897, 1974
- [76] Fournier, D. and A. Pineau: Low cycle fatigue behaviour of Inconel 718 at 298 K and 823 K
Metallurgical Transactions, Volume 8A, pp. 1095-1105, 1977
- [77] Sanders, T. H., R. E. Frishmuth and G. T. Embley: Temperatur dependant deformation mechanism of Alloy 718 in low cycle fatigue
Metallurgical Transactions, Volume 12A, pp. 1003-1010, 1981
- [78] Clavel, M and A. Pineau: Fatigue behaviour of two nickel-base-alloys
Material Science and Engineering, Volume 55, pp. 157-171, 1982
- [79] Brown, C. W. and M. A. Hicks: Fatigue growth of surface cracks in nickel-based superalloys
Int. Journal of Fatigue, Volume 4, pp. 73-81, 1982
- [80] Purper, H.: Entwicklung und experimentelle Überprüfung eines Verfahrens zur Lebensdauervorhersage für Schaufel-Scheibe-Verbindungen von Gasturbinen
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, Heft R498, Informationstagung Turbinen, Frankfurt, 1998

- [81] Issler, S., A. Klenk und K. Maile: Numerische Berechnung der Kriechermüdungsbeanspruchung in Schaufel-Scheibe-Verbindungen
Arbeitsgemeinschaft für warmfeste Stähle und Arbeitsgemeinschaft für Hochtemperaturwerkstoffe, 22. Vortragsveranstaltung des VDEh, Düsseldorf, 1999
- [82] Hibbitt, H. D. et al.: ABAQUS Standard, Version 5.8, 1999
- [83] Caisso, J.: Contribution a l'étude du phénomène de Portevin-Le Chatelier
Publications scientifiques et techniques du ministère de l'air, No. 357, Paris, 1960
- [84] Kalwa, C.: Zum Einfluss der statischen und dynamischen Reckalterung auf die Festigkeits- und Zähigkeitseigenschaften von Stählen
Dissertation, RWTH Aachen, 1992
- [85] Wichtmann, A.: Entwicklung eines thermodynamisch konsistenten Stoffgesetzes zur Beschreibung der Reckalterung
Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 1996
- [86] Granacher, J.: Persönliche Zuschrift - unveröffentlichte Zeitstanddaten an IN 718
IfW Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, 1998
- [87] Hills, D. A. and D. Nowell: Mechanics of fretting fatigue
Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Boston, London, 1994
- [88] Schwarze, D., T. Rieck und F. Schubert: Untersuchungen des Risswachstums bei 500 °C bis 1000 °C in den Nickellegierungen Inconel 617, PM N18 und CMSX-4
Arbeitsgemeinschaft für warmfeste Stähle und Arbeitsgemeinschaft für Hochtemperaturwerkstoffe, 22. Vortragsveranstaltung des VDEh, Düsseldorf, 1999
- [89] Fletcher, R.: Practical methods of optimization
J. Wiley & Sons, Chichester, 2th edition, 1987
- [90] Bestle, D.: Analyse und Optimierung von Mehrkörpersystemen
Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1994
- [91] Rankine, W. J. M.: A manual of applied mechanics
London, 1861

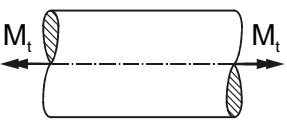
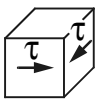
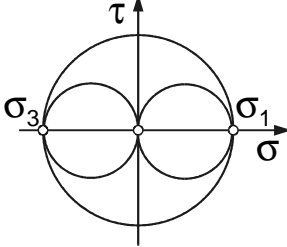
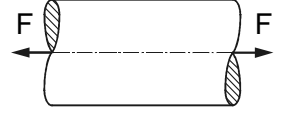
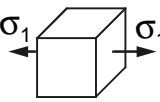
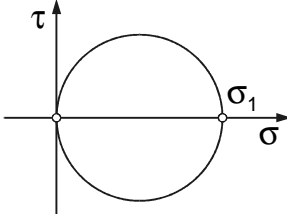
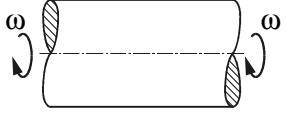
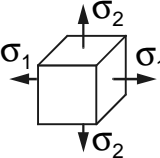
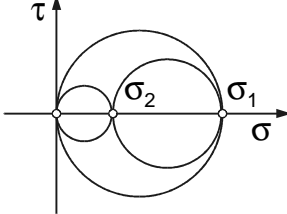
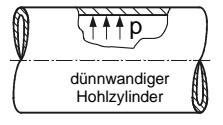
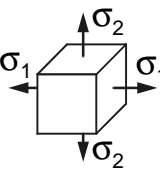
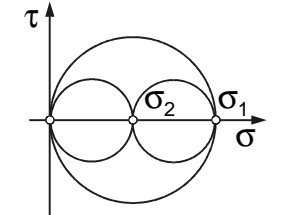
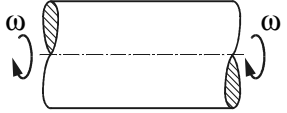
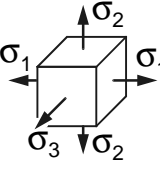
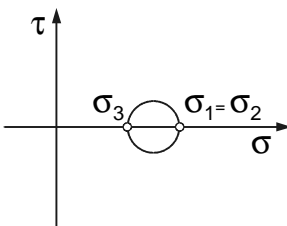
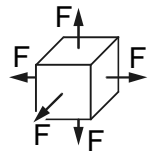
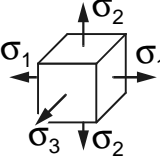
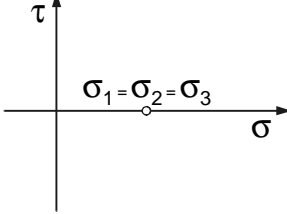
7.2 Bilder und Tabellen

Experiment	Beschreibung	Belastung	Werkstoffverhalten
Zugversuch	statisches Verhalten		
Single-Step-Test	Ermüdung		
Multi-Step-Test			
Incremental-Step-Test			
Zugversuch (ε̇ ≠ const.)	Kriechen und Relaxation		
Relaxationsversuch			
Zeitstandversuch			
LCF-Versuch mit Haltezeit	Kriechermüdung		

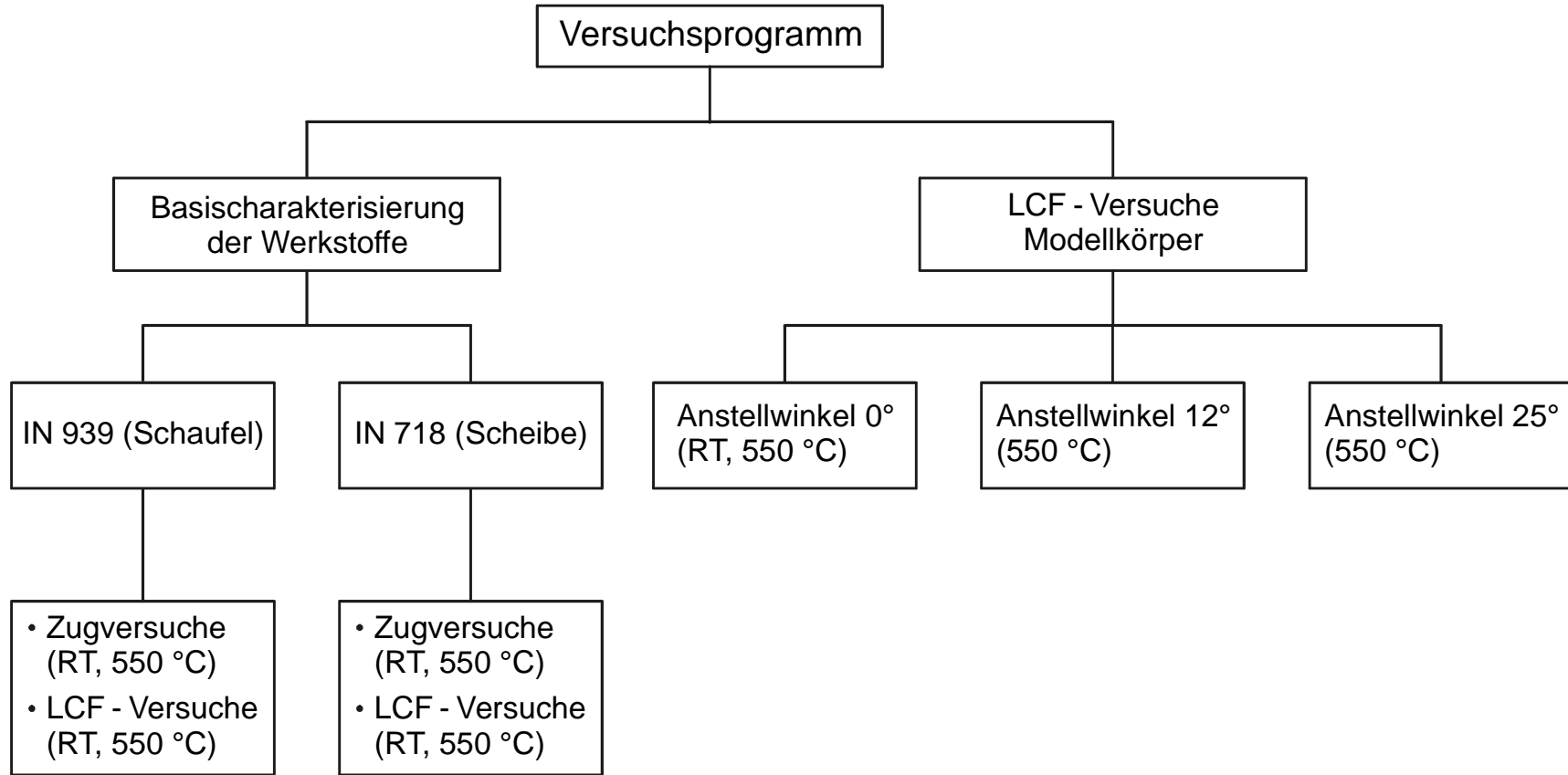
Anhang A.1: Experimente zur Basischarakterisierung von Werkstoffen

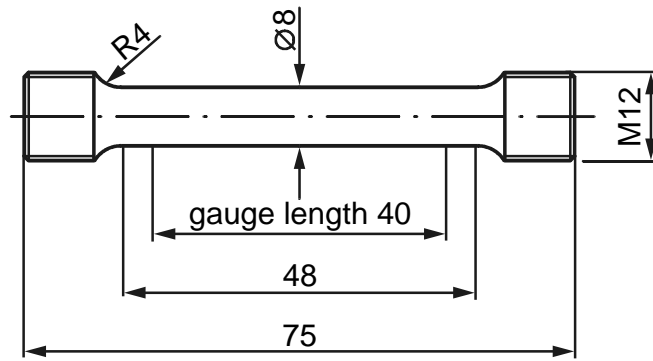
	Spannungstensor	Spannungsdeviator
	$\bar{\sigma} = \sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{bmatrix}$	$\bar{\sigma}' = \bar{\sigma} - \sigma_{hyd} \bar{E} = \sigma_{ij} - \sigma_{kk} \delta_{ij}$
Invarianten Spannungstensor	$I_1 = \text{Sp } \bar{\sigma} = \sigma_{ii} = 3 \cdot \sigma_{hyd} = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$	
	$I_2 = \frac{1}{2} \cdot \left[(\text{Sp } \bar{\sigma})^2 - \text{Sp} (\bar{\sigma} : \bar{\sigma}) \right] = \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{ii} \sigma_{jj} - \sigma_{ij} \sigma_{ij})$ $= \sigma_x \sigma_y + \sigma_y \sigma_z + \sigma_z \sigma_x - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 - \tau_{zx}^2$	
	$I_3 = \text{Det } \bar{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \text{Sp} (\bar{\sigma} : \bar{\sigma} : \bar{\sigma})$ $= \sigma_x \sigma_y \sigma_z - \sigma_x \tau_{yz}^2 - \sigma_y \tau_{zx}^2 - \sigma_z \tau_{xy}^2 + 2 \tau_{xy} \tau_{yz} \tau_{zx}$	
Invarianten Spannungsdeviator	$I_1' = \text{Sp } \bar{\sigma}' = \sigma'_{ii} = 0$	
	$I_2' = \frac{1}{2} \cdot \text{Sp} (\bar{\sigma}' : \bar{\sigma}') = \frac{1}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} = \frac{1}{3} \cdot \sigma_v^2$ $= \frac{1}{3} \cdot (\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \sigma_y - \sigma_y \sigma_z - \sigma_z \sigma_x) + \tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2$	
	$I_3' = \text{Det } \bar{\sigma}' = \frac{1}{3} \cdot \text{Sp} (\bar{\sigma}' : \bar{\sigma}' : \bar{\sigma}') = \frac{1}{3} \sigma'_{ij} \sigma'_{jk} \sigma'_{ki}$ $= \frac{1}{27} \cdot (12 \sigma_x \sigma_y \sigma_z - 3 \sigma_x^2 \sigma_y - 3 \sigma_y^2 \sigma_z - 3 \sigma_z^2 \sigma_x + 2 \sigma_x^3 + 2 \sigma_y^3 + 2 \sigma_z^3$ $+ 9 \sigma_x \tau_{xy}^2 + 9 \sigma_y \tau_{yz}^2 + 9 \sigma_z \tau_{zx}^2 + 9 \sigma_x \tau_{zx}^2 + 9 \sigma_y \tau_{xy}^2 + 9 \sigma_z \tau_{yz}^2$ $- 18 \sigma_x \tau_{yz}^2 - 18 \sigma_y \tau_{zx}^2 - 18 \sigma_z \tau_{xy}^2 + 54 \tau_{xy} \tau_{yz} \tau_{zx})$	
gleichwertige Invarianten	$J_1(\bar{\sigma}) = I_1 = 3 \sigma_{hyd} = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$	
	$J_2(\bar{\sigma}) = \sqrt{3 \cdot I_2} = \sigma_v$ $= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}$	
	$J_3(\bar{\sigma}) = 3 \sqrt{\frac{27}{2} I_3}$ $= \frac{1}{\sqrt[3]{2}} \sqrt[3]{(12 \sigma_x \sigma_y \sigma_z - 3 \sigma_x^2 \sigma_y - 3 \sigma_y^2 \sigma_z - 3 \sigma_z^2 \sigma_x + 2 \sigma_x^3 + 2 \sigma_y^3 + 2 \sigma_z^3$ $+ 9 \sigma_x \tau_{xy}^2 + 9 \sigma_y \tau_{yz}^2 + 9 \sigma_z \tau_{zx}^2 + 9 \sigma_x \tau_{zx}^2 + 9 \sigma_y \tau_{xy}^2 + 9 \sigma_z \tau_{yz}^2$ $- 18 \sigma_x \tau_{yz}^2 - 18 \sigma_y \tau_{zx}^2 - 18 \sigma_z \tau_{xy}^2 + 54 \tau_{xy} \tau_{yz} \tau_{zx})}$	

Anhang A.2: Invarianten des Spannungstensors und Spannungsdeviators

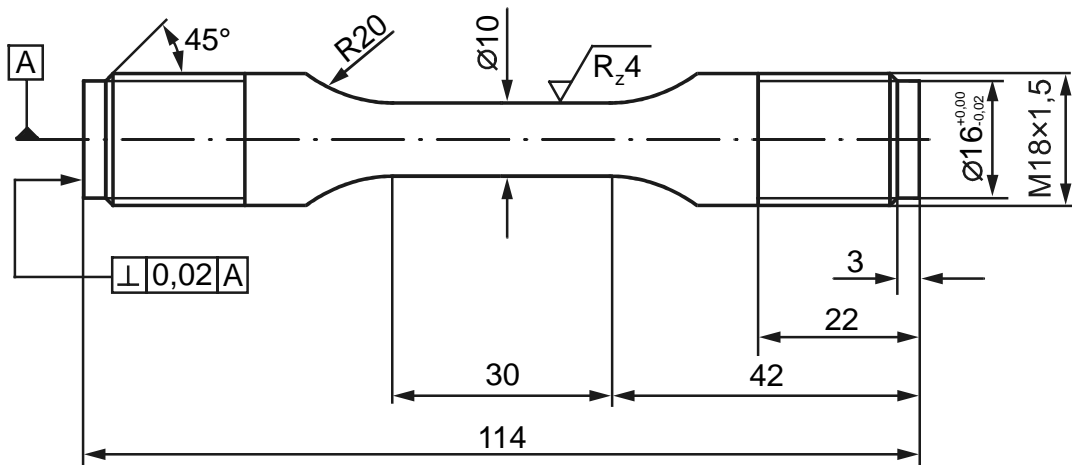
Belastung	Infinitesimales Wüfelement	Mohrscher Spannungskreis	Mehrachsigkeitsquotient q
			$q \rightarrow \infty$
			$q = \sqrt{3}$
 Oberfläche	 ESZ		$q = \sqrt{3} \cdot \frac{\sqrt{1-\mu+\mu^2}}{1+\mu}$ mit $\mu = 0,3$: $q = 1,184$
 dünnwandiger Hohlzylinder Oberfläche			$q = 1$
 Wellenachse	 EDZ		$q = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{1-2\mu}{1+\mu}$ mit $\mu = 0,3$: $q = 0,266$
			$q = 0$

Anhang A.3: Beispiele zur Berechnung des Mehrachsigkeitsquotienten q
 (Voraussetzung: Linearelastisches Werkstoffverhalten)

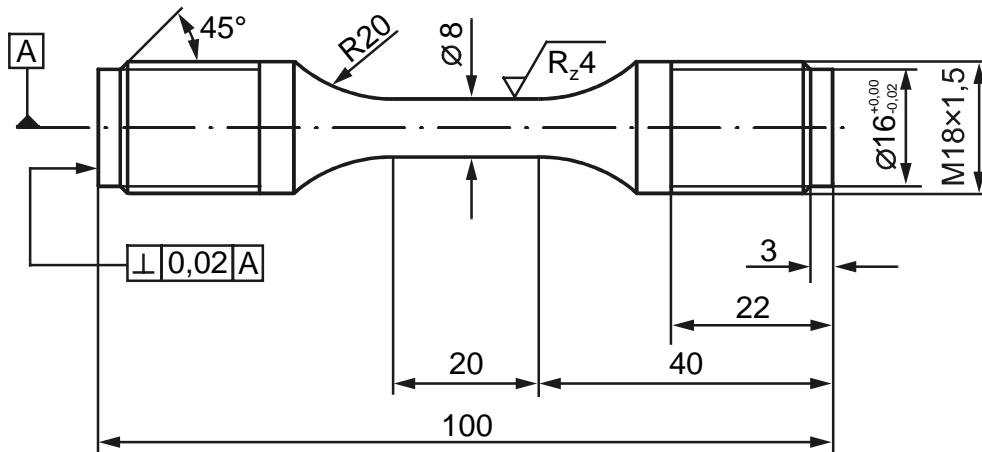




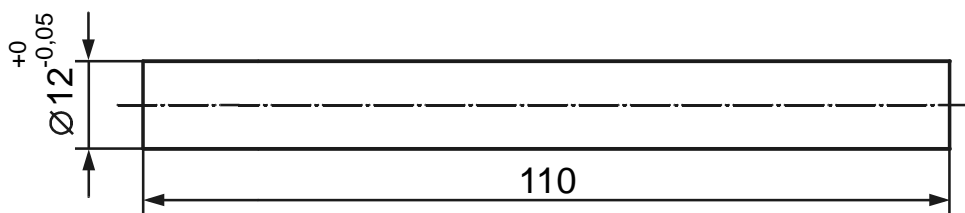
Anhang A.5: Proben B8 für Zugversuche an IN 939 und IN 718



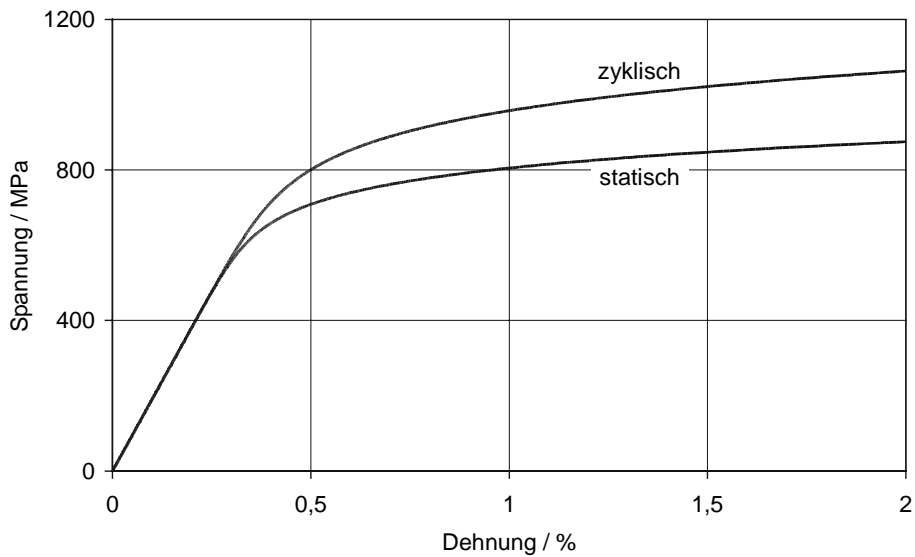
Anhang A.6: Proben mit $d = 10$ mm für LCF-Versuche an IN 939



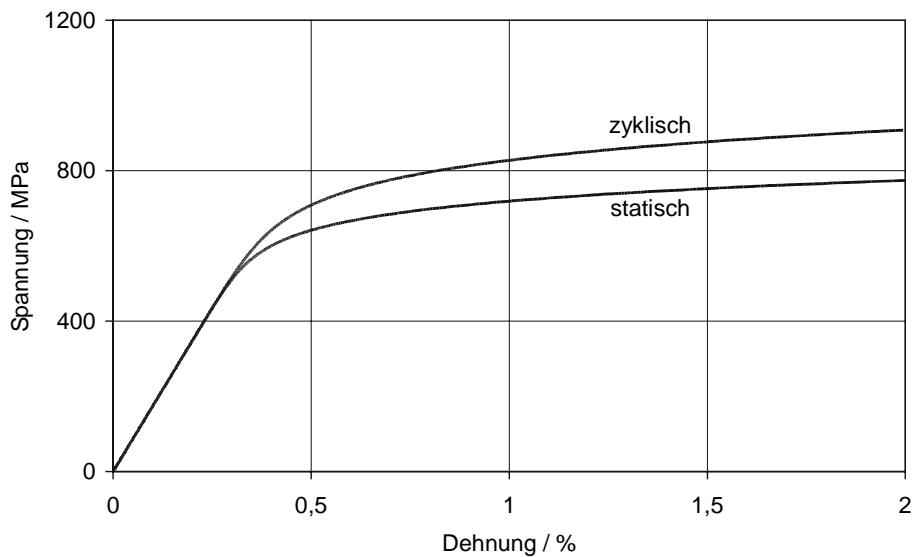
Anhang A.7: Proben mit $d = 8$ mm für LCF-Versuche an IN 718



Anhang A.8: Proben für Dilatometerversuche mit Prüfsystem Gleeble 2000



Anhang A.9: Statische und zyklische Fließkurve für IN 939 bei Raumtemperatur



Anhang A.10: Statische und zyklische Fließkurve für IN 939 bei 550 °C

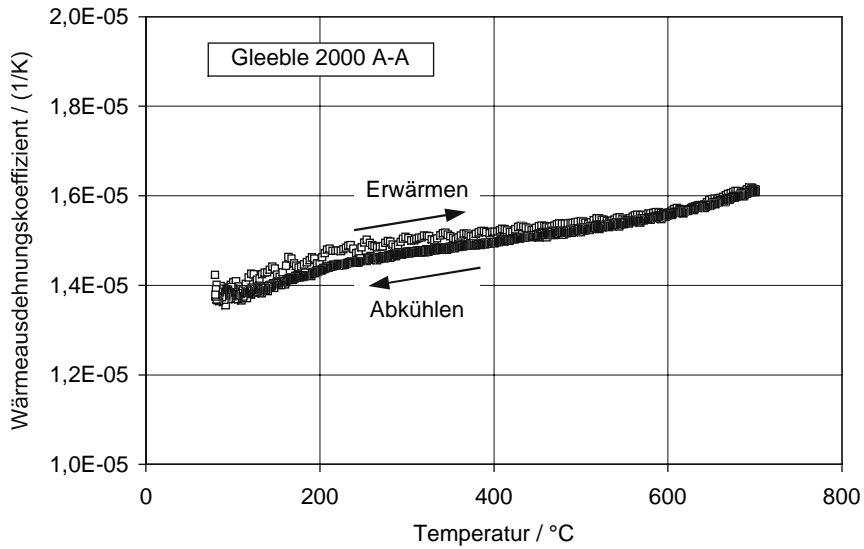
$\epsilon_{pl} / \%$	C	B_1	σ_E / MPa	$P_E / 10^3$
0,01	17,0	25,802	-40,0	27,10
0,05	17,0	27,855	-37,6	29,19
0,1	17,0	28,458	-36,2	29,80
0,5	17,0	29,285	-30,0	30,61
1	17,0	28,771	-23,0	30,91
Bruch	17,0	30,187	-15,0	31,21

Anhang A.11: Materialparameter für Meisterkurven IN 939 ($m = 0,25$) [28]

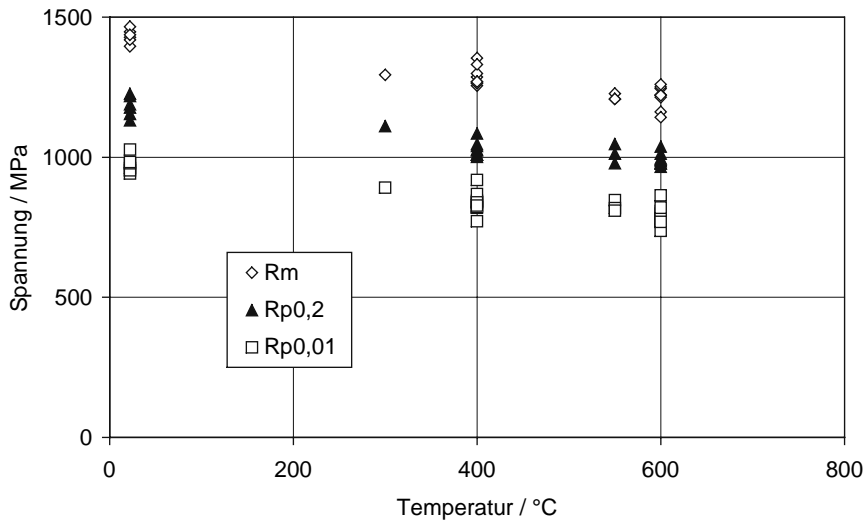
Kontraktionsgleichung	$\epsilon_d = -\left(\frac{T_A}{T}\right)^w \cdot e^{C_A - (Q_A/T)} \cdot \left[1 - e^{-(t/\tau)^z}\right]$
Bleibende Dehnung	$\epsilon_{pl} = \epsilon_{pl}'' - \epsilon_d$
Kriechgleichung	$\epsilon_{pl}(t) = \epsilon_i + \epsilon_{pl1,max} \cdot H(t) + \dot{\epsilon}_{pl,min} \cdot t + \epsilon_{pl3}(t)$
Plastische Anfangsdehnung	$\epsilon_i = 0$
Primärkriechdehnung	$\epsilon_{pl1,max} = K_1 \cdot \sigma_0^q$ $H(t) = 1 - e^{-D \cdot (t/t_{1/2})^u} \quad \text{mit} \quad t_{1/2} = \left(\frac{L_1}{\dot{\epsilon}_{pl,min}}\right)^{v_1}$
Sekundärkriechdehnung	$\dot{\epsilon}_{pl,min} = e^{B - (Q/T^m)} \cdot \sigma_0^{n_0} \cdot e^{(\sigma_0/A)^b}$
Tertiärkriechdehnung	$\epsilon_{pl3}(t) = C_3 \cdot \left(\frac{t}{t_{2/3}}\right)^{f_3} \quad \text{mit} \quad t_{2/3} = \left(\frac{L_2}{\dot{\epsilon}_{pl,min}}\right)^{v_2}$
Bruchzeit	$t_m = \left(\frac{t_{2/3}}{C_G}\right)^{(1/m_G)}$
Gültigkeitsbereich	$20 \text{ MPa} \leq \sigma_0 \leq 760 \text{ MPa}$ $550 \text{ °C} \leq \vartheta \leq 1000 \text{ °C}$ $0,1 \text{ h} \leq t \leq \text{Min} \{t_m, 10^5 \text{ h}\}$ $\epsilon_{pl} \leq 5 \%$

Konstanten für Kontraktionsgleichung					
$T_A = 873 \text{ K}$	$C_A = 12,322$	$Q_A = 13028 \text{ K}$	$w = 15,880$	$\tau = 6663 \text{ h}$	$z = 0,300$
Konstanten für Kriechgleichung					
Primär- kriechbereich	$K_1 = 0,0136$	$L_1 = 0,0132 \text{ \% / h}$		$D = 2,415$	
	$q = 0,088$	$v_1 = 1,087$		$u = 0,490$	
Sekundär- kriechbereich	$B = 439,3$	$b = 0,661$		$Q = 925$	
	$A = 10,8$	$n_0 = 1,0$		$m = 0,1$	
Tertiär- kriechbereich	$L_2 = 0,190 \text{ \% / h}$			$C_3 = 0,0004$	
	$v_2 = 1,033$			$f_3 = 5,200$	
Bruchzeit	$c_G = 0,470$			$m_G = 1,030$	
Einsetzen von T in K, σ_0 in MPa, t in h und ϵ in %.					

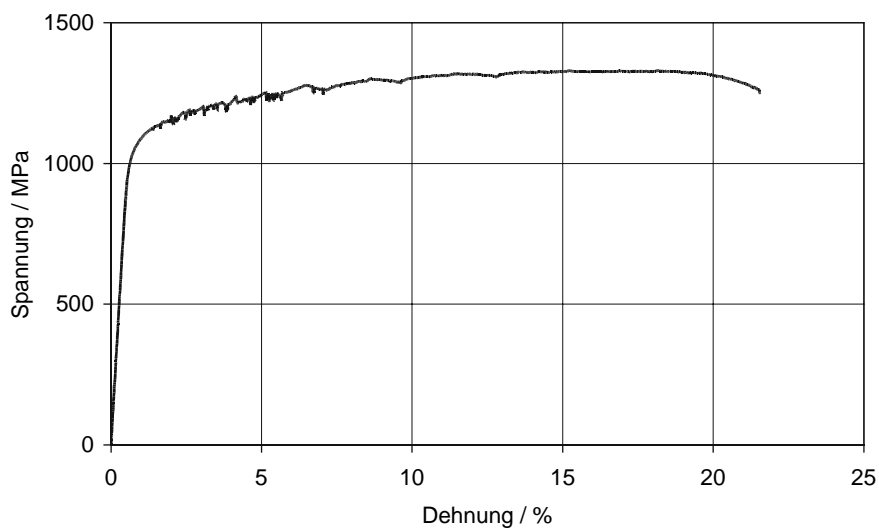
Anhang A.12: Kriech- und Kontraktionsgleichung für IN 939 [28]



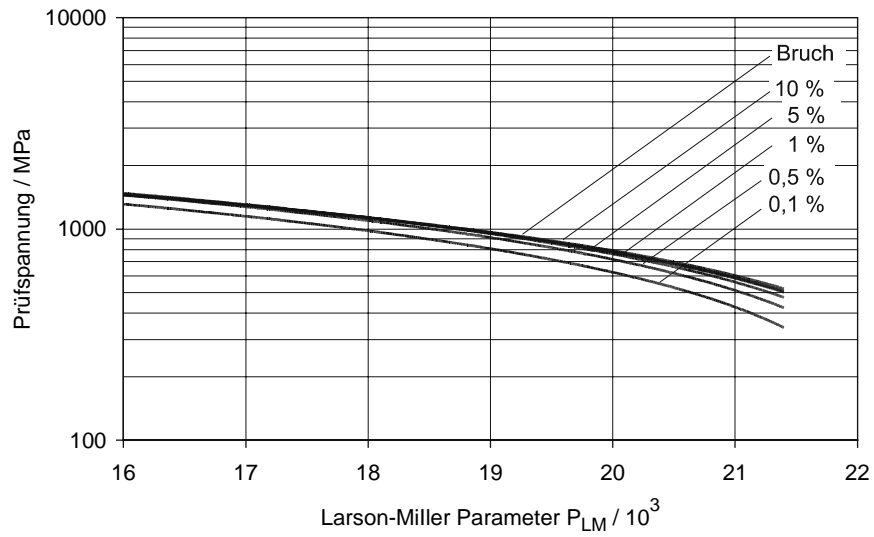
Anhang A.13: Dilatometerversuch IN 718



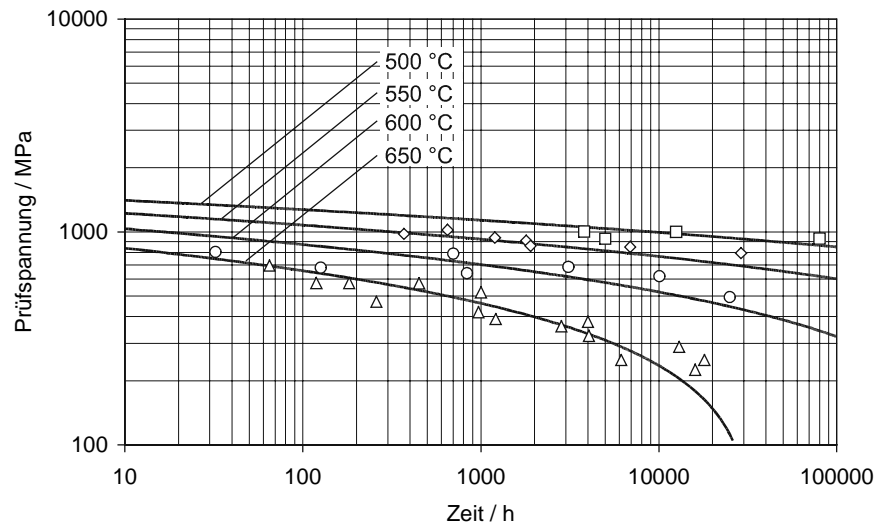
Anhang A.14: Festigkeitskennwerte IN 718 in Abhängigkeit von der Temperatur



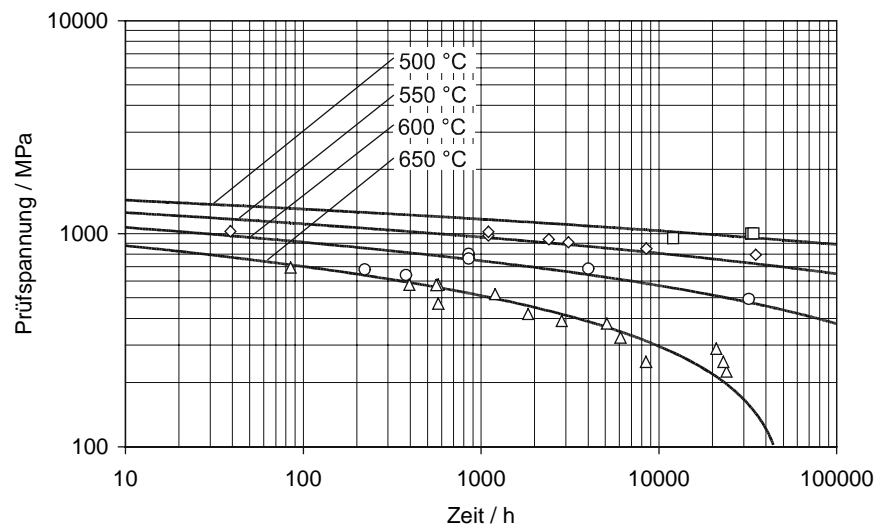
Anhang A.15: Zugversuch an IN 718 bei 400 °C (0,4 %/min) [38]



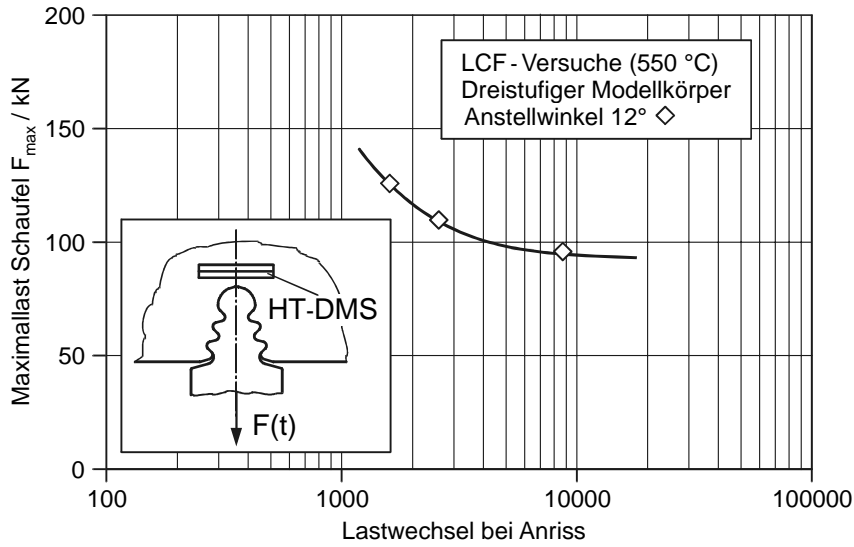
Anhang A.16: Meisterkurven IN 718



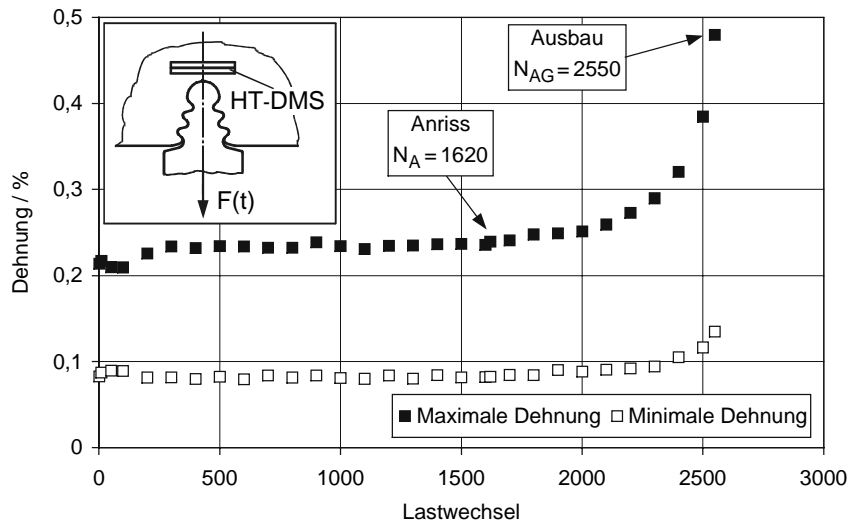
Anhang A.17: Zeitdehngrenzkurven IN 718 für $\epsilon_{pl} = 0,5\%$



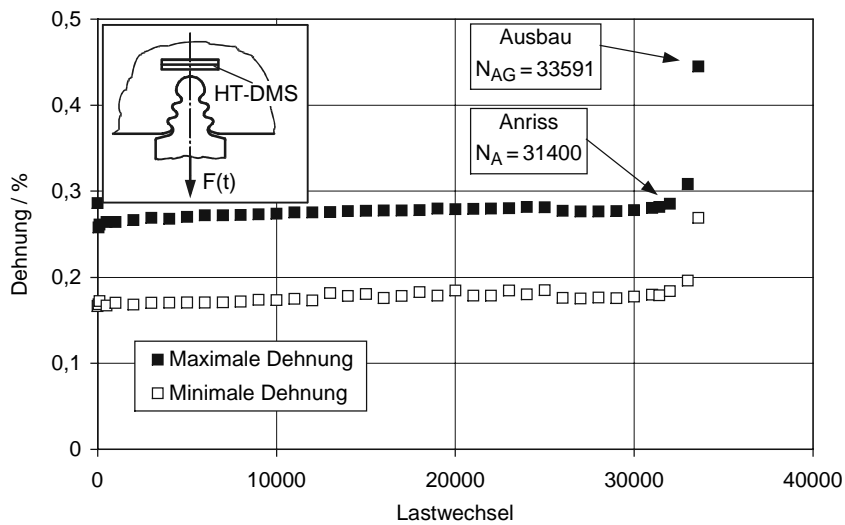
Anhang A.18: Zeitdehngrenzkurven IN 718 für $\epsilon_{pl} = 1\%$



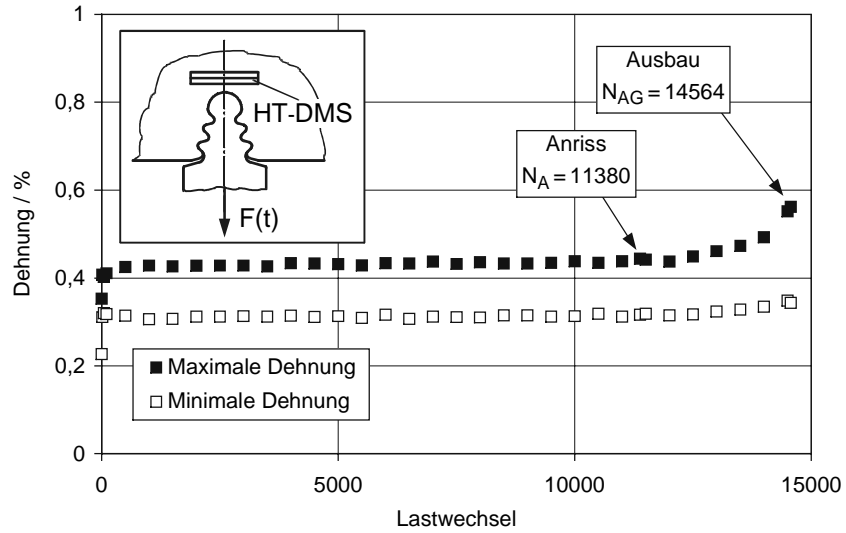
Anhang A.19: Anrisskennlinie für MK-12° bei 550 °C (ohne Haltezeit)



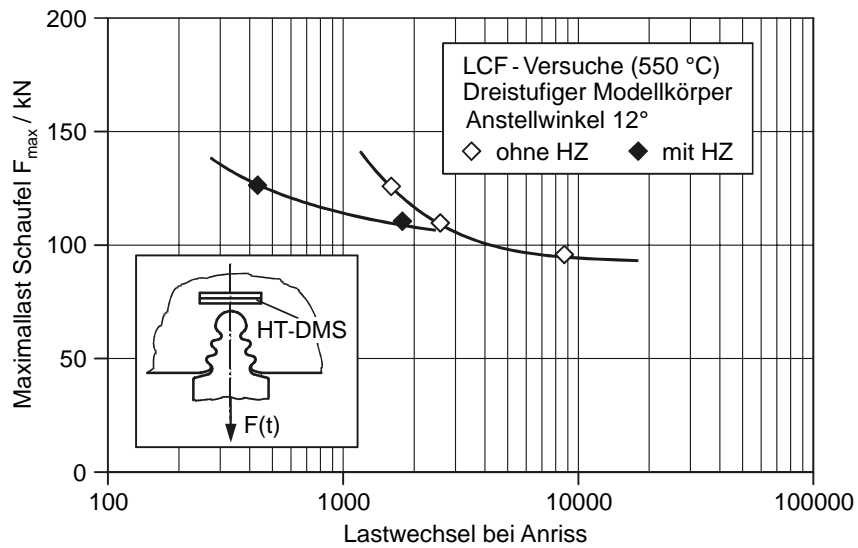
Anhang A.20: LCF-Versuch MK-12°-6 (550 °C, $F_{max} = 126$ kN)



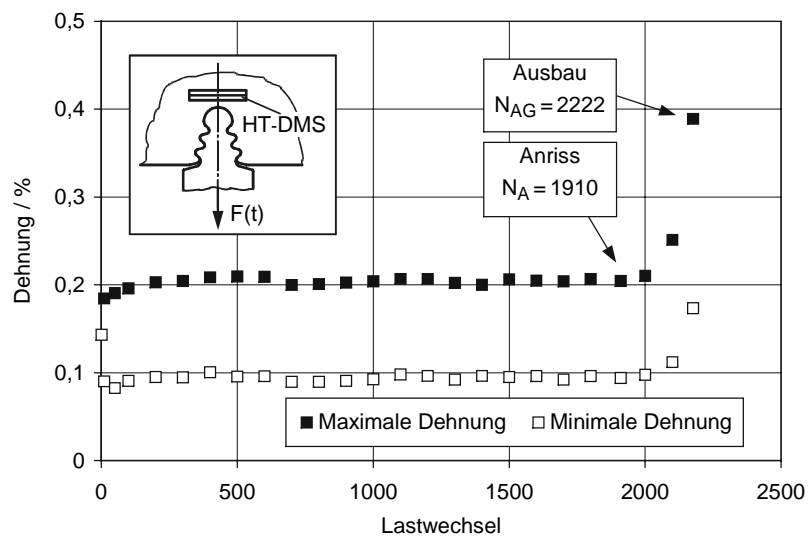
Anhang A.21: LCF-Versuch MK-25°-1 (550 °C, $F_{max} = 95$ kN)



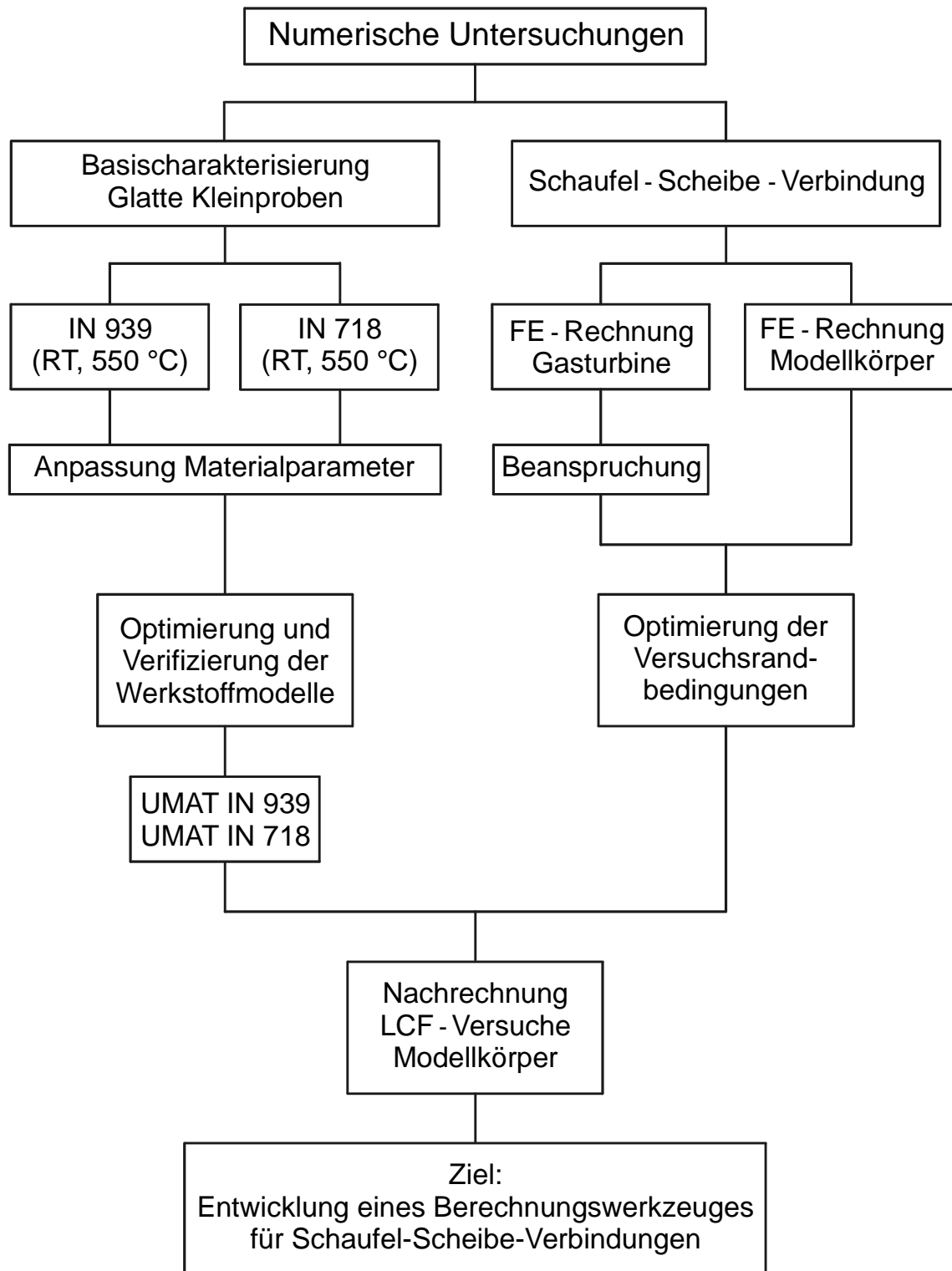
Anhang A.22: LCF-Versuch MK-25°-4 (550 °C, $F_{max} = 103$ kN)



Anhang A.23: Anrisskennlinien MK-12° (550 °C, mit und ohne Haltezeit)



Anhang A.24: LCF-Versuch mit Haltezeit (MK-12°-7, 550 °C)



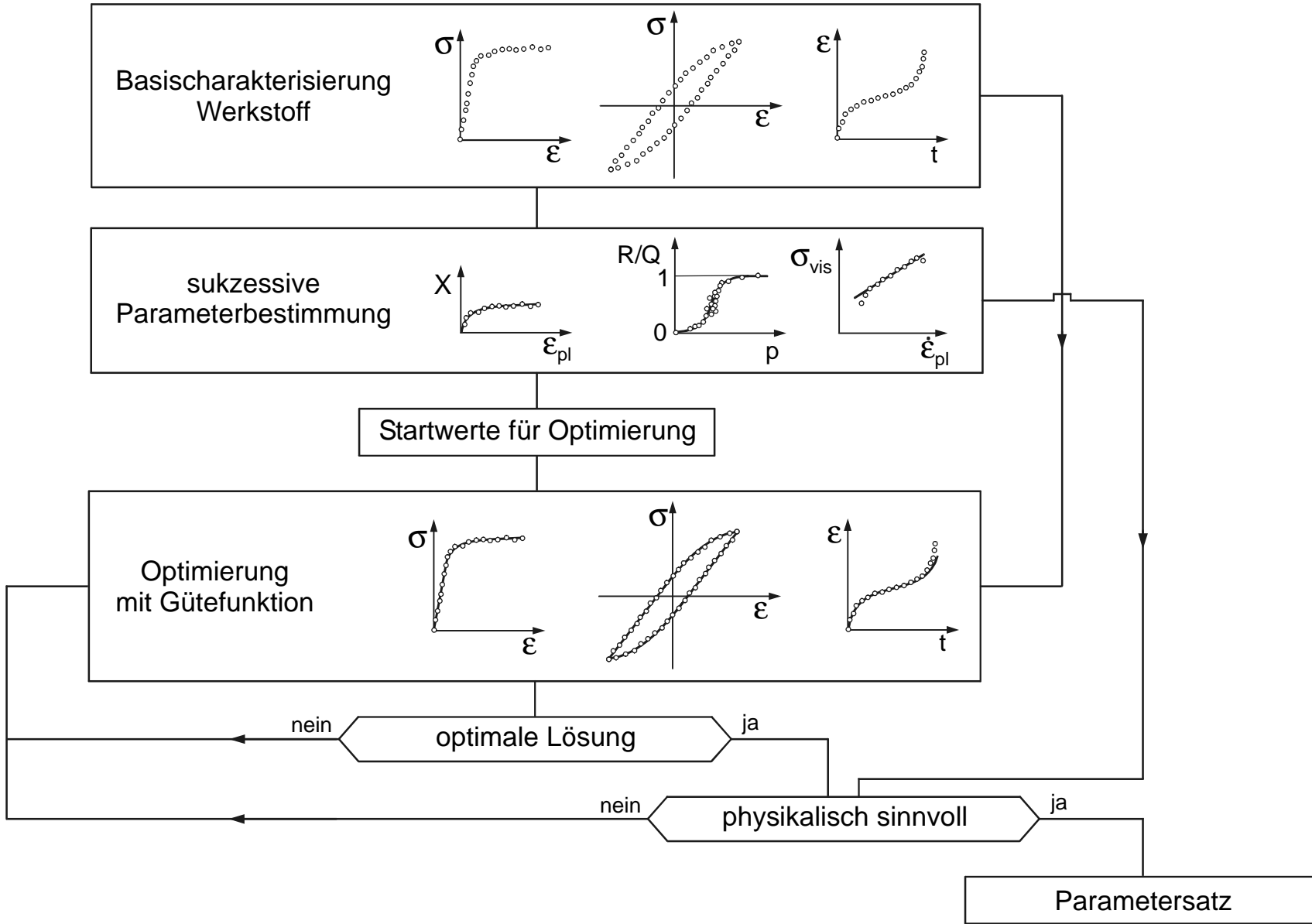
Anhang A.25: Übersicht über die numerischen Untersuchungen

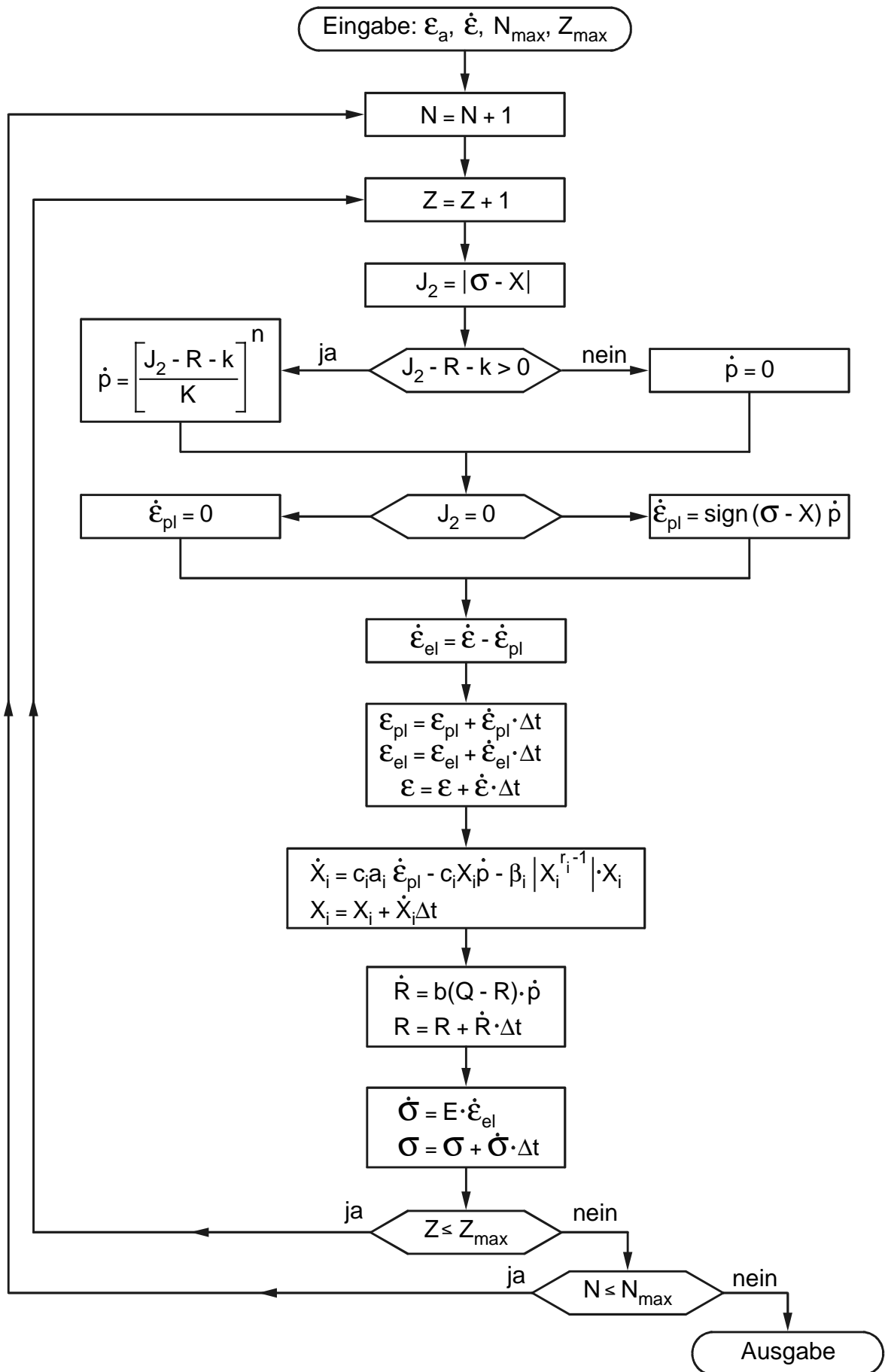
Bedeutung	Berechnungsformel
viskoplastisches Potential	$\Omega = \frac{K}{\alpha(n+1)} e^{\alpha \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^{n+1}}$
Fließgrenzfläche	$f = J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}) - R - k - \sigma_{vis} = 0$ mit $J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}) = \sqrt{\frac{3}{2} (\bar{\sigma}' - \bar{X}') : (\bar{\sigma}' - \bar{X}')}$
Plastische Dehnrate	$\dot{\bar{\epsilon}}_{pl} = \frac{3}{2} \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^n e^{\alpha \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^{n+1}} \cdot \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X})} = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X})}$
akkumulierte plastische Dehnung	$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\bar{\epsilon}}_{pl} : \dot{\bar{\epsilon}}_{pl}} = \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^n e^{\alpha \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^{n+1}}$
kinematische Variable	$\dot{\bar{X}}_i = \frac{2}{3} c_i a_i \dot{\bar{\epsilon}}_{pl} - c_i \bar{X}_i \dot{p} - \beta_i \left(\frac{3}{2} \bar{X}_i : \bar{X}_i \right)^{\frac{r_i-1}{2}} \bar{X}_i$ mit $\bar{X} = \sum_{i=1}^3 \bar{X}_i$
isotrope Variable	$\dot{R} = b(Q - R) \dot{p}$

Anhang A.26: Modifiziertes Stoffgesetz nach Chaboche/Nouailhas

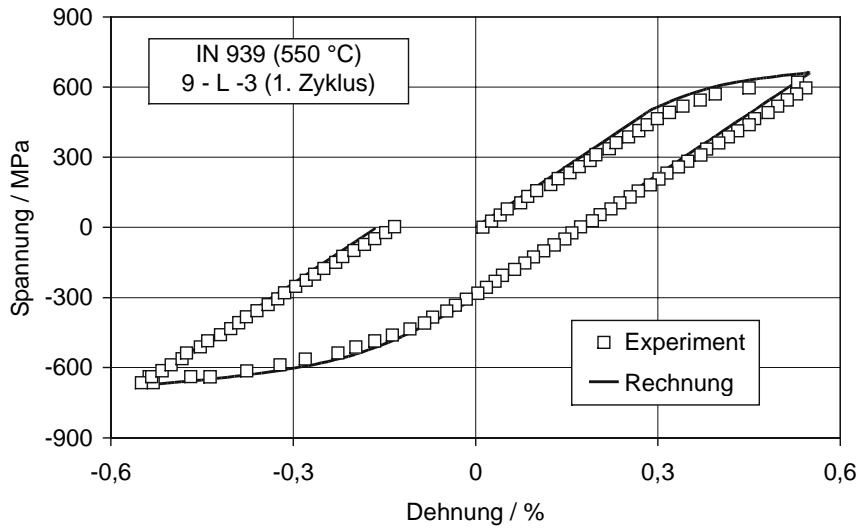
Bedeutung	Berechnungsformel
Fließgrenzfläche	$f = J_2(\sigma - X) - R - k - \sigma_{vis} = 0$ mit $J_2(\sigma - X) = \sigma - X $
Plastische Dehnrate	$\dot{\epsilon}_{pl} = \frac{\sigma - X}{J_2(\sigma - X)} \cdot \dot{p} = \text{sign}(\sigma - X) \cdot \dot{p}$
akkumulierte plastische Dehnung	$\dot{p} = \dot{\epsilon}_{pl} = \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^n$
kinematische Variable	$\dot{X}_1 = c_1 a_1 \dot{\epsilon}_{pl} - c_1 X_1 \dot{p} - \beta_1 X_1 ^{r_1}$ $\dot{X}_2 = c_2 a_2 \dot{\epsilon}_{pl} - c_2 X_2 \dot{p} - \beta_2 X_2 ^{r_2}$ $\dot{X}_3 = a_3 \dot{\epsilon}_{pl} \quad \text{mit} \quad X = \sum_{i=1}^3 X_i$
isotrope Variable	$\dot{R} = b(Q - R) \dot{p}$
Viskospansung	$\sigma_{vis} = K \cdot \eta \sqrt{\dot{p}}$

Anhang A.27: Stoffgesetz für den einachsigen Spannungszustand

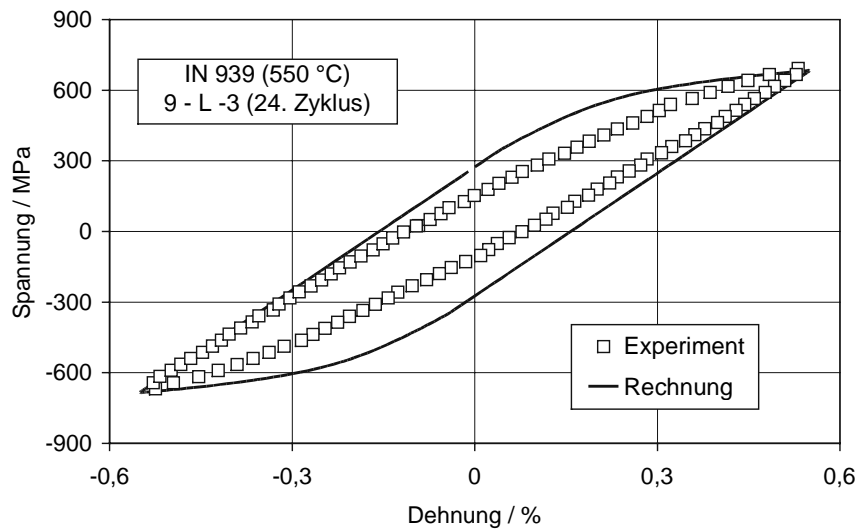




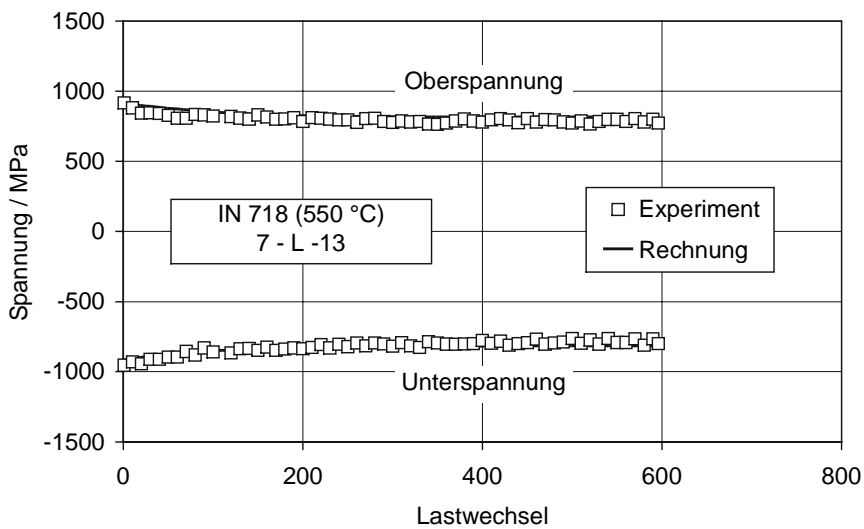
Anhang A.29: Ablaufdiagramm für Nachrechnung eines LCF-Versuchs



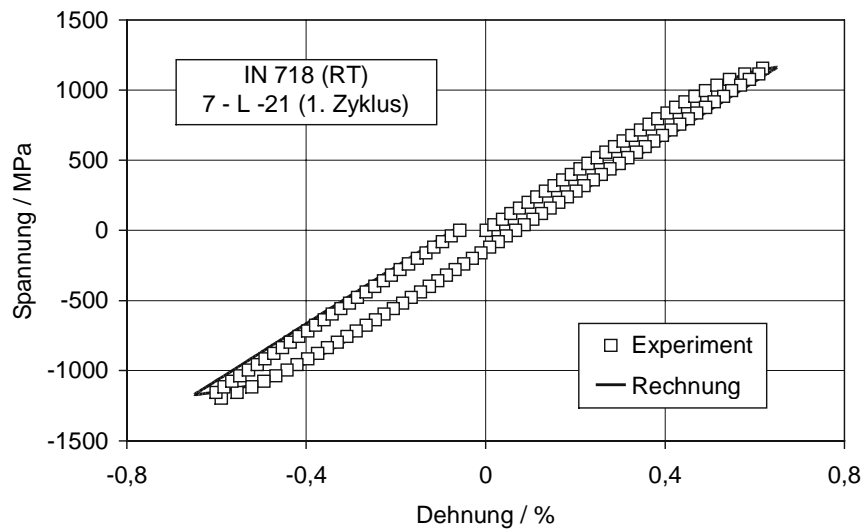
Anhang A.30: 1. Zyklus eines LCF-Versuchs an IN 939



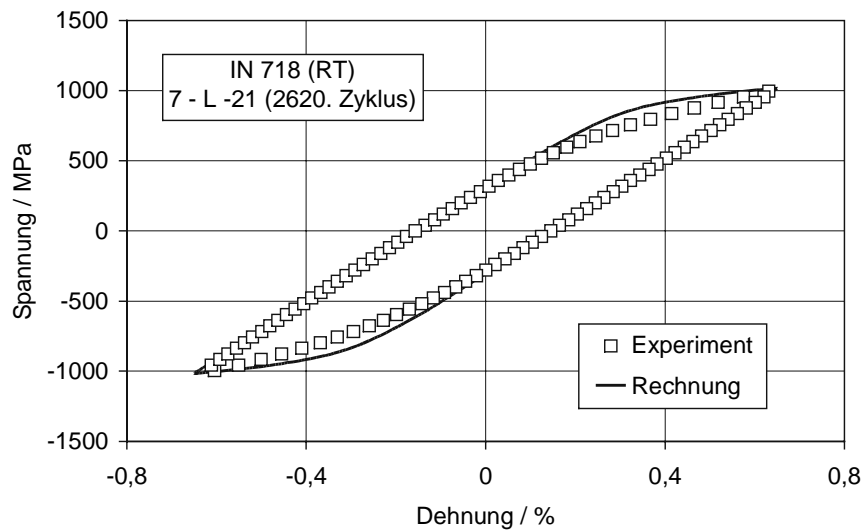
Anhang A.31: 24. Zyklus ($N_A/2$) eines LCF-Versuchs an IN 939



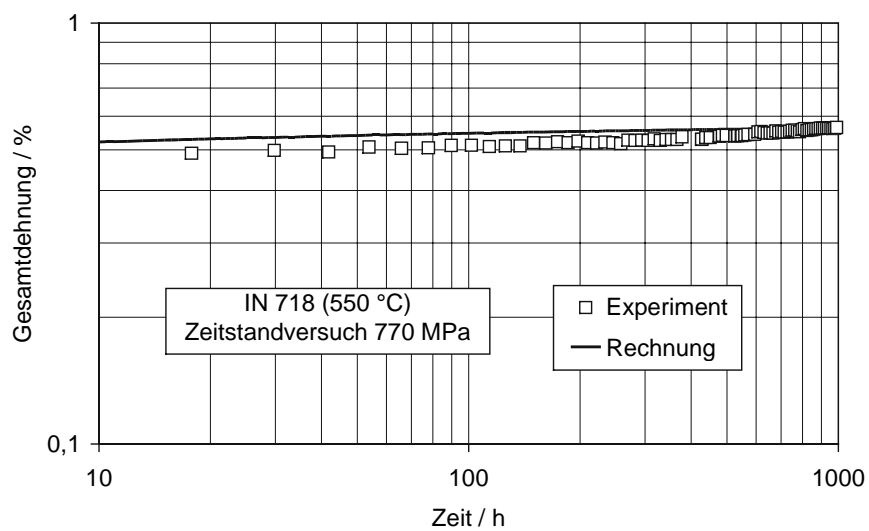
Anhang A.32: Ober- und Unterspannungen LCF-Versuch IN 718



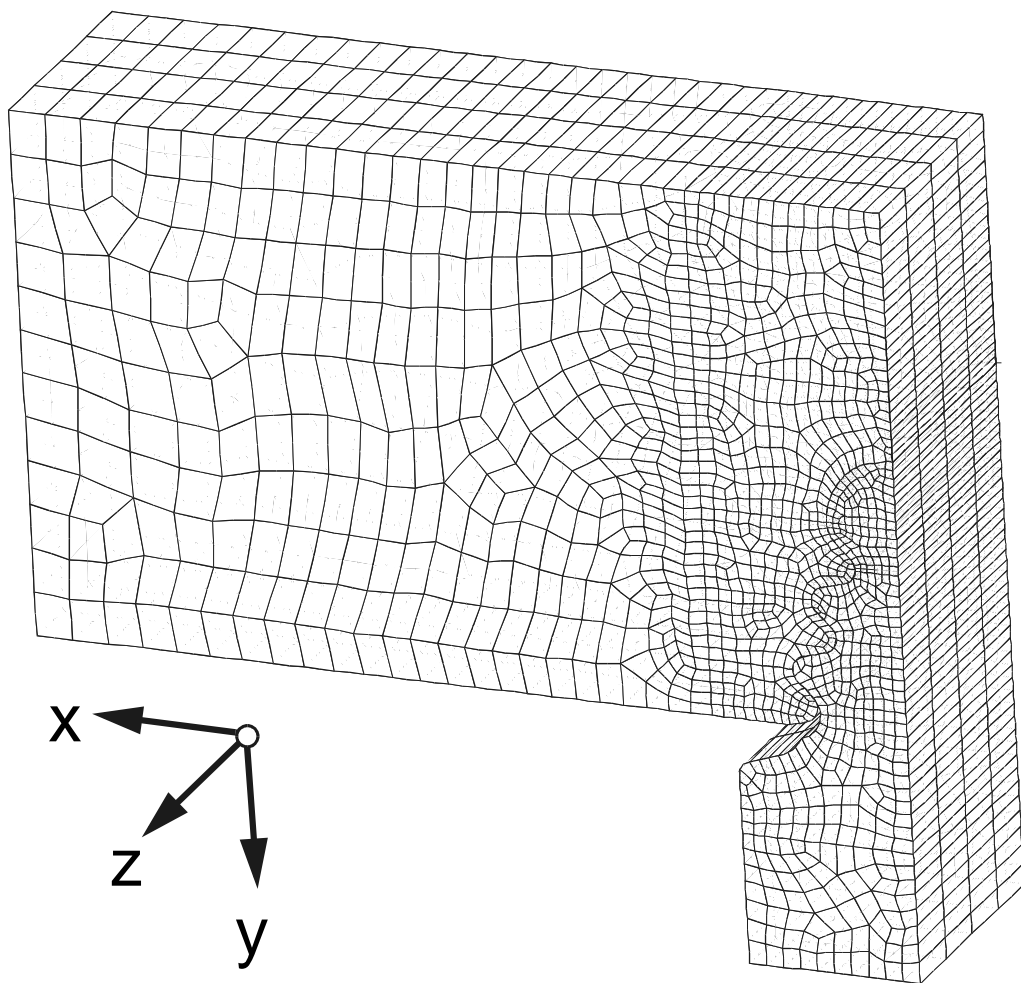
Anhang A.33: 1. Zyklus eines LCF-Versuchs an IN 718



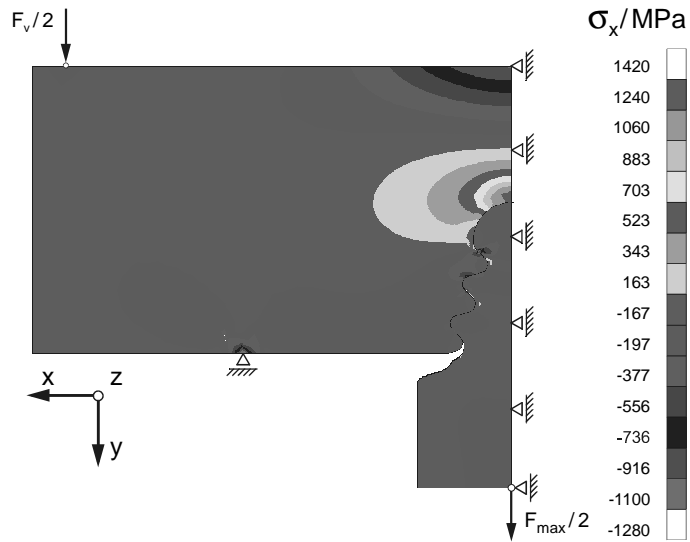
Anhang A.34: 2620. Zyklus ($N_A/2$) eines LCF-Versuchs an IN 718



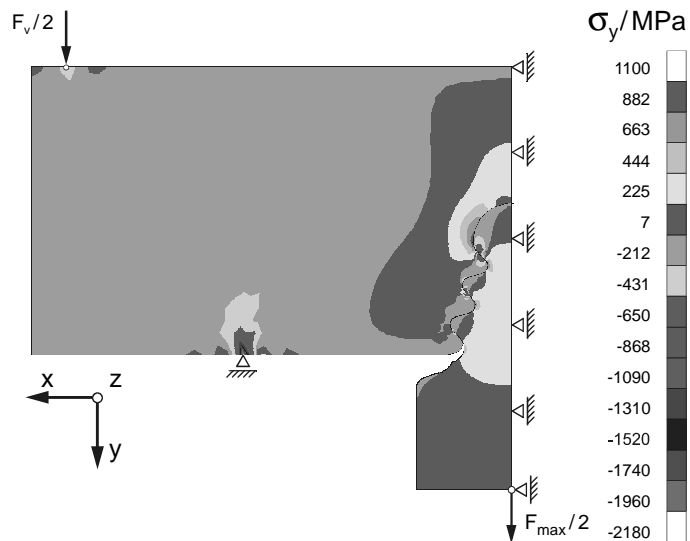
Anhang A.35: Zeitstandversuch IN 718



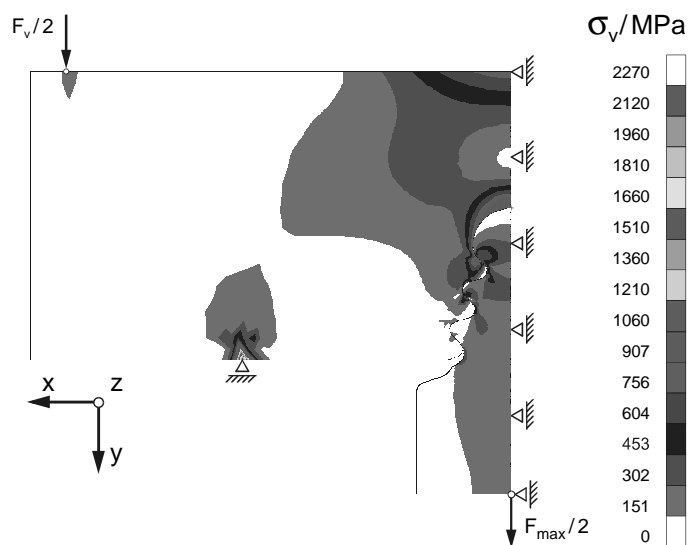
Anhang A.36: Dreidimensionales FE-Netz des Modellkörpers



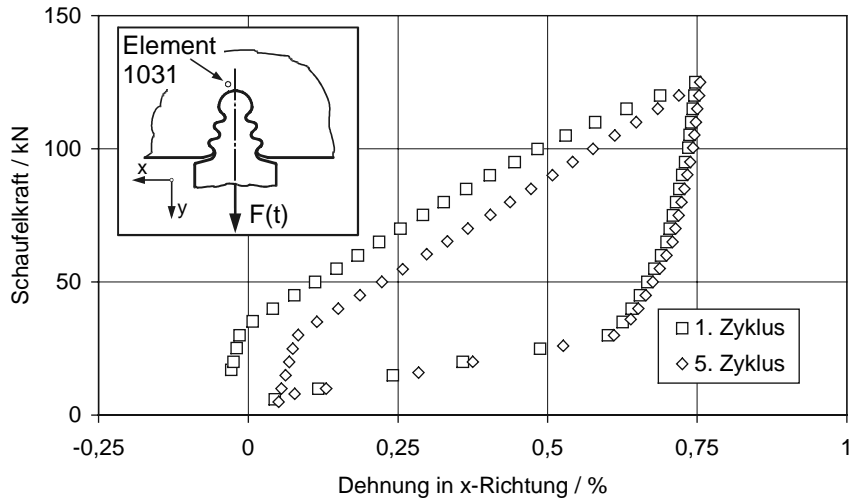
Anhang A.37: Spannung σ_x (MK-0°, 550 °C, $F_{max} = 125$ kN , $F_v = 50$ kN)



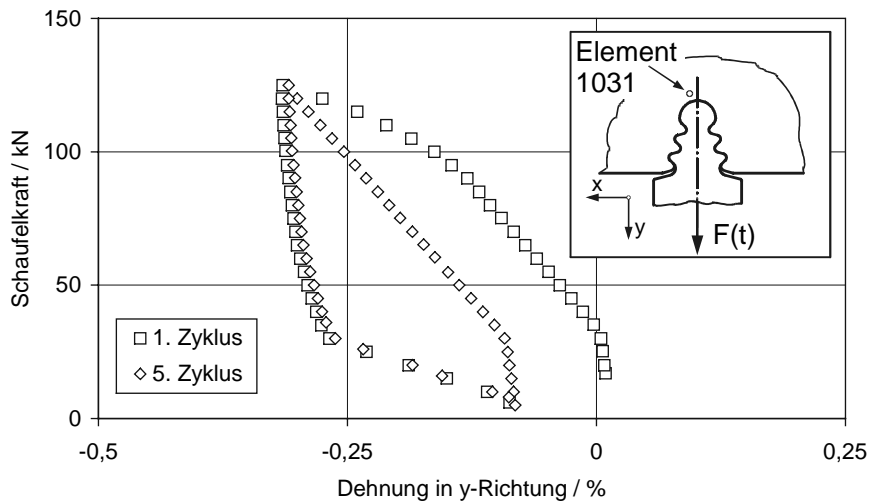
Anhang A.38: Spannung σ_y (MK-0°, 550 °C, $F_{max} = 125$ kN , $F_v = 50$ kN)



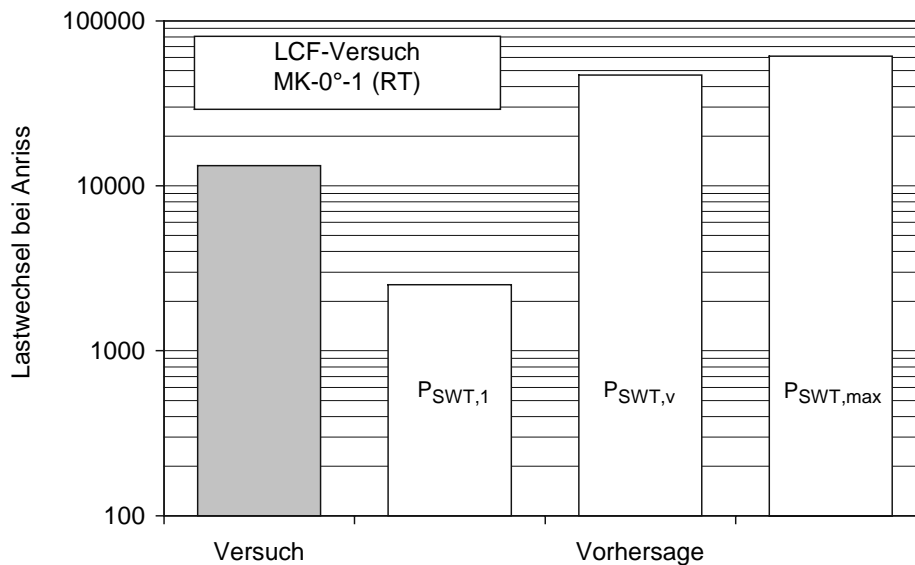
Anhang A.39: Spannung σ_v (MK-0°, 550 °C, $F_{max} = 125$ kN , $F_v = 50$ kN)



Anhang A.40: Hystereseschleifen ($F_{\max} = 125 \text{ kN}$, $\mu_R = 0,6$)



Anhang A.41: Hystereseschleifen in y-Richtung ($F_{\max} = 125 \text{ kN}$, $\mu_R = 0,6$)



Anhang A.42: Vergleich Lebensdauervorhersage mit Experiment (MK-0°-1, RT)

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Stephan Issler
Geburtsdatum: 18. April 1969 in Stuttgart

Schulbildung

1975 bis 1979 Wilhelm Hauff Grundschule Stuttgart
1979 bis 1988 Schickhardt Gymnasium Stuttgart
Abiturprüfung am 3. Mai 1988

Zivildienst

1989 bis 1990 Deutsches Rotes Kreuz
Rettungswache Backnang

Studium

1990 bis 1996 Maschinenwesen Universität Stuttgart
Studienschwerpunkte: Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre, Technische Dynamik
Diplomprüfung am 22. August 1996

Praktika

1988 Zahnradfabrik Friedrichshafen AG, Schwäbisch Gmünd
1990 Karl Rossnagel KG, Renningen
1992 Hutzel GmbH Präzisionsdrehteile, Stuttgart
1995 HandlingTech Automatisierungssysteme GmbH, Steinenbronn

Berufstätigkeit

1996 bis 2001 wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Staatlichen Materialprüfungsanstalt (MPA) Stuttgart
Mitarbeit am Lehrstuhl sowie Bearbeitung von Forschungsvorhaben auf dem Gebiet der Warmfestigkeit

seit Juli 2001 Versuchsingenieur bei der DaimlerChrysler AG
Mercedes-Benz Technology Center Sindelfingen
Entwicklung Pkw – Bereich Betriebsfestigkeit Gesamtfahrzeug

Renningen, Dezember 2001