

Prüfmethodik zur Validierung von Lebensdauerberechnungen für Kolben und Zylinderköpfe aus Aluminiumlegierungen unter überlagerter TMF/HCF-Belastung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Maschinenbau
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

M.Sc. Karl Gerhard Kuhlen

geb. in München

Tag der mündlichen Prüfung: 04. Februar 2022

Erster Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Peter Elsner

Zweiter Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Thomas Seifert

Kurzfassung

Die Bauteile Zylinderkopf und Kolben in modernen Verbrennungskraftmaschinen erfahren zu Gunsten von Effizienzsteigerung, welche mit steigenden Temperaturen und Drücken einhergeht, wachsende thermomechanische und hochzyklische Ermüdungsbelastungen. In Kombination mit Leichtbauzielen erfordert dies eine genauere Bauteilauslegung, deren Prüfung an Hand von Komponentenversuchen sehr teuer und zeitaufwändig ist. Daher wird hier eine Prüfmethodik entwickelt, welche bauteilnahe Proben mit realitätsnahen Beanspruchungen in Form von thermomechanischen Ermüdungslasten beaufschlagt, die mit hochzyklischen mechanischen Lasten überlagert sind. Für Reduktion von Aufwand und frühzeitigen Einsatz in der Bauteilauslegung wird eine Zylinderkopfprobe auf den versagenkritischen Auslassventilsteg reduziert. Bei einer Kolbenprobe wird das Kolbenhemd entfernt und der Muldenrandradius verschärft. Die überlagerte Ermüdungsbeanspruchung wird mittels einer Kopplung von Heißgasbrenner und Hochfrequenzpulsator auf die Proben aufgebracht, welche in jeweils für Zylinderkopfprobe und Kolbenprobe separat entwickelten Prüfaufbauten montiert werden. Prüfstandsentwicklung und Auslegung der thermischen Prüfrandbedingungen erfolgen mit Hilfe von Conjugate Heat Transfer-Simulationen. Mit diesen Simulationen werden auch die in den Prüflingen gemessenen Temperaturverteilungen berechnet, welche wiederum Eingang in die jeweiligen Lebensdauerberechnungen finden. Ein Vergleich von geprüfter und berechneter Lebensdauer erfolgt anhand jüngst entwickelter Lebensdauerberechnungskonzepte. Diese greifen teilweise auf physikalisch basierte Lebensdauermodelle zurück, die Risswachstum und bruchmechanische Phänomene berücksichtigen. Dafür ist eine durchgängige Beobachtung des versagenkritischen Bereichs während der Versuche erforderlich, was im Prüfaufbau anhand eines wassergekühlten Endoskops in Kombination mit einer optischen Risserkennung realisiert wird. Eine Analyse der Versuchsergebnisse und Schadensbilder, welche fraktographische und metallographische Untersuchungen einschließt, zeigt für die Zylinderkopfprobe, dass realitätsnahe Belastungen aufgeprägt werden können sowie, dass ein Abgleich von experimentell beobachteten und berechneten Zyklenzahlen zum Versagen zulässig ist. Dadurch wird wiederum eine Bewertung der unterschiedlichen Lebensdauerberechnungskonzepte ermöglicht. Ebenso kann für die Kolbenprobe demonstriert werden, dass sich unter der aufgeprägten Last im versagenkritischen Bereich eine Schädigung wie im realen motorischen Betrieb einstellt und die Effizienz der Kolbenprüfung hier noch mit verhältnismäßig einfachen Maßnahmen in Form von einer verkürzten Versuchslaufzeit und dadurch reduzierten Kosten um ein Vielfaches gesteigert werden kann.

Anhand der hier erarbeiteten Erkenntnisse zeigt sich, dass diese Prüfmethode zur Analyse des Schädigungsverhaltens und zur Validierung von Lebensdauervorhersagen unter realitätsnahen Lastbedingungen im Bauteilentwicklungsprozess eingesetzt werden kann und Potenzial zur Übertragbarkeit auf andere Anwendungsgebiete aufweist, wie bspw. abgasführende Komponenten für PKW und NKW oder Überhitzerrohre aus dem Kraftwerksbereich.

Abstract

The cylinder head and piston components in modern combustion engines are subject to increasing thermomechanical and high-cycle fatigue loads in order to increase efficiency, which is related to rising temperatures and pressures. In combination with lightweight design goals, this requires a more precise component dimensioning, which is very expensive and time-consuming to validate by means of component tests. For this reason, a testing methodology is being developed here that applies realistic loads to near-component specimens in the form of thermomechanical fatigue loads superimposed with high-cycle fatigue loads. To minimize expenses and enable an early use in component dimensioning, the cylinder head specimen is reduced to the failure-critical exhaust valve crosspiece and the piston specimen is adapted by removing the piston skirt and reducing the bowl rim radius. By combining the hot gas burner and high-frequency pulsator the superimposed fatigue stress is applied to the specimen, which are mounted in test rigs developed separately for the cylinder head specimen and the piston specimen. Test rig development and design of the thermal test boundary conditions are carried out with the aid of conjugate heat transfer simulations. These simulations are also used to calculate the temperature distributions, which are also being measured in the test specimens. The temperature distributions in turn are used in the respective fatigue life calculations. A comparison of tested and calculated fatigue life is made on the basis of recently developed fatigue life calculation concepts. Some of these use physically based fatigue life models that take into account crack growth and fracture-mechanical phenomena. This requires continuous monitoring of the failure-critical area during the tests, which is realised in the test rig by means of a water-cooled endoscope in combination with a crack detection. An analysis of the test results and damage characteristics, which includes fractographic and metallographic examinations, shows for the cylinder head specimen that realistic loads can be applied, a comparison of experimentally observed and calculated cycle times to failure is allowed and enables an evaluation of the different fatigue life calculation concepts. It can also be shown for the piston specimen, that damage occurs under the applied load in the failure-critical range as observed in real engine operation, and that the efficiency of the piston test in terms of a shortened test duration and reduced costs can be increased considerably with relatively simple measures.

The results obtained here show that this test method can be used to analyse damage behaviour and validate service life predictions under realistic load conditions in the component development process, and that it has the potential to be transferred to other

areas of application, such as exhaust gas conducting components for passenger cars and commercial vehicles or superheater tubes from the power plant sector.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter des Produktbereichs Neue Antriebssysteme am Fraunhofer Institut für Chemische Technologie.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Elsner für die Ermöglichung und Betreuung der Arbeit sowie für das mir stets entgegengebrachte Vertrauen. Darüber hinaus bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Seifert für die Übernahme des Korreferats, die vielen fruchtbaren Diskussionen und kritischen Anregungen. Für die Übernahme des Prüfungsvorsitz danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Marcus Geimer.

Ganz besonderer Dank gebührt meinem Chef vom Bereich Neue Antriebssysteme Dr.-Ing. Hans-Peter Kollmeier für die Unterstützung bei Akquise und Leitung der Projekte, deren Ergebnisse in diese Arbeit eingeflossen sind. Den Kollegen vom Bereich Neue Antriebssysteme danke ich für die gute Zusammenarbeit sowie das zielorientierte und freundschaftliche Miteinander. Speziell zu nennen sind hier Paul Rothe, Haiko Kowarik, Jan Bökelmann, Fabian Kirchenbauer und Mathias Pinnel.

Für die außergewöhnlich gute und unterstützende institutsübergreifende Zusammenarbeit möchte ich mich insbesondere bei Dr.-Ing. Christoph Schweizer, Dr.-Ing. Carl Fischer und Dr.-Ing. Steffen Mittag bedanken.

Nicht zu vergessen sind auch die von mir betreuten Abschlussarbeiter und Hiwis. Diese sind Niklas Otto, Mayur Kothiya, Rubens Koleczko, Hatem Cömertpay, Matthias Vogt, Sanjeev Gautam, Qiwei Fang und Peter Pham.

Besonders danke ich meinem Vater und meiner Mutter für ihren Rückhalt und die Unterstützung in jeglichen Dingen. Meinen Geschwistern und Freunden danke ich für das entgegengebrachte Verständnis und den nötigen privaten Ausgleich, im Speziellen Jan Oellerich und Stephan Hähnlein.

München, im April 2022

Karl Gerhard Kuhlen

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Vorwort	v
Inhaltsverzeichnis	vii
Abbildungsverzeichnis	xi
Tabellenverzeichnis	xvii
Abkürzungsverzeichnis.....	xix
1 Motivation und Zielsetzung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Zielsetzung	4
1.3 Struktur der Arbeit	4
2 Grundlagen und Kenntnisstand	7
2.1 Zylinderkopf	7
2.1.1 Aufbau, Funktionen und Anforderungen	7
2.1.2 Belastungen und Schadensmechanismen	8
2.2 Kolben	9
2.2.1 Aufbau, Funktionen und Anforderungen	9
2.2.2 Belastungen und Schadensmechanismen	10
2.3 Werkstoff	12
2.3.1 Al-Si-Legierungen	12
2.3.2 Wärmebehandlung und Aushärtung	14
2.4 Arten der Beanspruchung	16
2.4.1 Übersicht	16
2.4.2 Isotherme Beanspruchung	17
2.4.3 Thermomechanische Beanspruchung	18
2.5 Prüfstandsversuche für die Komponenten Zylinderkopf und Kolben	19
2.5.1 TMF-Prüfung von Zylinderköpfen	19
2.5.2 TMF-Prüfung von Kolben	21
2.6 Materialmodell für Wechselverformungsverhalten	24
2.7 Physikalisch basiertes Lebensdauermodell	26
3 Werkstoffuntersuchung von AlSi7 und AlSi12.....	29

3.1	Thermophysikalische Analyse.....	29
3.2	Basischarakterisierung	30
3.3	Versuche zur Schädigungsmodellierung.....	31
3.4	Risswachstumsversuche.....	32
4	Lebensdauerberechnung	33
4.1	Schädigungsparameter.....	33
4.1.1	TMF-Schädigungsparameter	33
4.1.2	HCF-Schädigungsparameter	35
4.2	Detailliertes Berechnungskonzept.....	36
4.3	Effizientes Berechnungskonzept	36
5	Versuchskonzept und Prüfaufbau zur bauteilnahen Validierung	39
5.1	Prüfstandskonzept	39
5.2	Zylinderkopf	40
5.2.1	Probengeometrie	40
5.2.2	Prüfstands Aufbau	42
5.3	Kolben	44
5.3.1	Probengeometrie	44
5.3.2	Prüfstands Aufbau	45
5.4	Automatisierte Risserkennung	48
6	Simulation der thermischen Randbedingungen	51
6.1	Modellierung und CHT-Simulation	51
6.2	Stationäre Berechnung der Temperaturverteilung	52
6.3	Transiente Berechnung der Temperaturverteilung	54
7	Versuchsdurchführung an der bauteilnahen Zylinderkopfprobe.....	57
7.1	Validierung der Temperaturverteilung, Erläuterung der Prüfinfrastruktur und der Prüfparameteroptimierung.....	57
7.2	TMF-Versuch mit Dehnungsbehinderung durch den Hochfrequenzpulsator ...	61
7.3	TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den Hochfrequenzpulsator	64
7.4	Überlagerte TMF/HCF-Versuche	65
8	Versuchsdurchführung an der bauteilnahen Kolbenprobe.....	73
8.1	Validierung der Auslegung der Kolbenlagerung und Aufnahme der Temperaturverteilung	73
8.2	TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den Hochfrequenzpulsator	75
8.3	Überlagerter TMF/HCF-Versuch.....	77
9	Auswertung und Diskussion der Versuchsergebnisse	81
9.1	Reproduzierbarkeit der Belastungen.....	81
9.1.1	Belastungen durch den Heißgasstrom	81

9.1.2 Belastungen durch den Hochfrequenzpulsator.....	82
9.2 Schädigung an der Zylinderkopfprobe und Abgleich mit der Lebensdauervorhersage sowie deren Bewertung	83
9.2.1 TMF-Versuch mit Dehnungsbehinderung	83
9.2.2 TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung	84
9.2.3 Überlagerte TMF/HCF-Versuche	87
9.3 Schädigung an der Kolbenprobe, Abgleich mit der Lebensdauervorhersage und Iterationsmaßnahmen	97
9.3.1 TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung und überlagerter TMF/HCF- Versuch	97
9.3.2 Ableitung von Anpassungsmaßnahmen zur Prüfungsoptimierung	101
10 Ableitung einer Prüfmethodik	107
10.1 Prüfungsvorbereitung	107
10.2 Prüfungsplanung, -durchführung und -auswertung	107
10.3 Ansätze zur Übertragung der Prüfmethodik auf weitere Anwendungsgebiete 109	
11 Zusammenfassung und Ausblick.....	111
12 Literatur	115
13 Anhang.....	127
13.1 Ergebnisse der thermophysikalischen Analyse.....	127
13.2 Ergebnisse der Basischarakterisierung	129
13.3 Ergebnisse der Schädigungsversuche	131
13.4 Ergebnisse der Risswachstsumsversuche	133
13.5 Daten zu den verwendeten Prüfvorrichtungen	134
13.6 Abmessungen der Zylinderkopfprobe	137
13.7 Abmessungen der Kolbenprobe	138
13.8 Vergleich der gemessenen und simulierten Temperaturen bei stationären Betriebspunkten.....	139
13.9 Bestimmung der tatsächlichen Risslänge bei 2196 TMF-Zyklen	140
13.10 Experimentelle und berechnete Lebensdauern für die Versuche mit den Rundproben den bauteilähnlichen Zylinderkopfproben	141

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1: Umgerechnetes und bereinigtes Messsignal eines DMS, das mit Hoch- und Tiefpassfilterung in LCF- und HCF-Beanspruchung aufgeteilt wird, sodass die Amplitude der überlagerten HCF-Last dargestellt werden kann	2
Abbildung 1.2: Lebensdauer von AlSi7Mg in Abhängigkeit von TMF- und überlagerter TMF/HCF-Belastung	3
Abbildung 2.1: Zylinderkopf eines Dieselmotors mit zweiteiligem Wassermantel und Ventiltrieb	7
Abbildung 2.2: Schadensbild an dem Brennraumdach eines Zylinderkopfes	9
Abbildung 2.3: Komponenten und Bereiche am Kolben.....	10
Abbildung 2.4: Anriss am Muldenrand eines Dieselpistons.....	12
Abbildung 2.5: Zustandsdiagramm für Aluminium-Silizium	13
Abbildung 2.6: Widerstand gegen plastische Verformung einer AlCu-Legierung in Abhängigkeit der Auslagerungszeit.....	15
Abbildung 2.7: Konzept für die Zylinderkopfprüfung von IABG.....	20
Abbildung 2.8: Prüfaufbau für eine stark reduzierte Zylinderkopfprobe von V. Hammerschmidt	21
Abbildung 2.9: Kolbenboden nachempfundene Probengeometrie	22
Abbildung 2.10: Temperaturverteilung in der segmentierten Scheibe vom Kolbenboden	23
Abbildung 2.11: Schematischer Aufbau des Kolbenprüfstands von Schmidt	24
Abbildung 2.12: Rheologische Darstellung des Chaboche-Modells.....	25
Abbildung 4.1: Arbeitsweise des effizienten und des detaillierten Berechnungskonzepts	37
Abbildung 5.1: Applikationsbeispiel für eine klassische Brennraumendoskopie.....	40
Abbildung 5.2: Geometrie der Zylinderkopfprobe, deren Einspannung und Belastung durch den HFP.....	41
Abbildung 5.3: Vertikaler Schnitt durch Anström-, Kühladapter und ZKP auf der linken Seite sowie horizontaler Schnitt auf der rechten Seite	42
Abbildung 5.4: Kühlkanäle "Bauteilkühlung" und "Stegkühlung" des Kühladapters	43

Abbildung 5.5: Montage der heißgasführenden Teile auf dem Schienensystem auf der linken Seite und Befestigung auf dem Nutenbett des HFP auf der rechten Seite	44
Abbildung 5.6: Angepasste Geometrie der KP auf der linken Seite und ihre Einspannung in den HFP auf der rechten Seite.....	45
Abbildung 5.7: Kontur der Klemmstücke und die sich einstellende Spannungsverteilung	46
Abbildung 5.8: Heißgasführender Adapter für die KP.....	46
Abbildung 5.9: Schnitt durch den heißgasführenden Adapter samt KP-Einbindung senkrecht zur Heißgasströmungsrichtung auf der linken Seite, paralleler Schnitt in der Mitte und Gesamtaufbau auf der rechten Seite.....	47
Abbildung 5.10: Drehbare und gekühlte Lagerung des Endoskops im Prüfaufbau für die KP	48
Abbildung 5.11: Ablauf nach [94] beim Schwellenwertverfahren und der Morphologie	49
Abbildung 5.12: Kommunikation und Ablauf bei der Rissprüfung.....	50
Abbildung 6.1: FE-Modell in ANSYS Mechanical von der ZKP und dem Kühladapter auf der linken Seite und CFD-Modell der heißgas- und kühlmediumführenden Kanäle in ANSYS Fluent auf der rechten Seite ..	52
Abbildung 6.2: Lösung des Fluidteils der CHT-Simulation der Prüfung der ZKP für Heißgas- und Kühlmittelstrom auf der linken Seite sowie in der Mitte und berechnete Temperaturverteilung über ZKP und Kühladapter auf der rechten Seite.....	53
Abbildung 6.3: Definition von für die Wärmezuz- bzw. -abfuhr relevanten Oberflächen mit Konvektionsrandbedingungen	54
Abbildung 6.4: Lösung der transienten Simulation für einen Punkt auf der Stegvorderseite und für einen auf der Rückseite mit Temperaturverteilungen zu beispielhaften Zeitpunkten.....	55
Abbildung 7.1: Versuchsaufbau für die Aufnahme der Temperaturverteilung in der modifizierten ZKP mit fünf Thermoelementen.....	57
Abbildung 7.2: Hängender reduzierter Versuchsaufbau zur Aufnahme der Temperaturverteilung in der modifizierten ZKP.....	58
Abbildung 7.3: Schematische Übersicht der Kühlkreisläufe für die Prüfung der ZKP.....	59
Abbildung 7.4: Versuchsaufbau für die ZKP vom Brenner in Richtung HFP	60
Abbildung 7.5: Versuchsaufbau für die ZKP mit Blick auf den Brenner	60

Abbildung 7.6: Transparent dargestellte ZKP mit zwei Thermoelementen für das Einstellen der TMF-Last.....	61
Abbildung 7.7: Gemessene Temperaturen in der ZKP über drei TMF-Zyklen.....	62
Abbildung 7.8: Kraftverlauf über drei TMF-Zyklen bei ca. der Hälfte der Versuchsdauer	63
Abbildung 7.9: Aufnahmen des Stegbereichs der ZKP während des Versuchs mit zusätzlicher Dehnungsbehinderung durch den HFP mit zugehöriger TMF-Zyklenzahl	63
Abbildung 7.10: Kraftverlauf während drei TMF-Zyklen mit Nullkraftregelung des HFP	64
Abbildung 7.11: Aufnahmen des Stegbereichs der ZKP während des Versuchs ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP mit zugehöriger TMF-Zyklenzahl	65
Abbildung 7.12: Verlauf der HCF-Kraftamplitude, -Mittelkraft und -Frequenz zusammen mit der Traversenposition über drei TMF-Zyklen.....	66
Abbildung 7.13: Kavitationserosion an der Rückseite der ZKP und am Kühladapter im Stegbereich	67
Abbildung 7.14: Bypass-Ventil in der Heißgasführung	68
Abbildung 7.15: Transparent dargestellte ZKP mit zehn Thermoelementen mit den grün hervorgehobenen Messstellen für die der Heißgasanströmung abgewandten Probenfläche auf der linken Seite und mit den blau markierten für die der Heißgasanströmung zugewandten Fläche auf der rechten Seite.....	69
Abbildung 7.16: Gemessene Temperaturen in der ZKP mit zehn Thermoelementen über einen eingeschwungenen thermischen Zyklus	69
Abbildung 7.17: Angepasster Prüfstands Aufbau mit Fokus auf den angepassten Kühladapter in der Mitte.....	70
Abbildung 7.18: Aufnahmen des Stegbereichs während der TMF/HCF-Prüfung mit $F_{a,HCF} = 2,8$ kN und angepassten Prüfstands Aufbau	70
Abbildung 7.19: Aufnahmen des Stegbereichs während der TMF/HCF-Prüfung mit $F_{a,HCF} = 3,92$ kN und angepassten Prüfstands Aufbau	71
Abbildung 8.1: Reduzierter Versuchsaufbau zur Validierung der Auslegung der Kolbenlagerung	73
Abbildung 8.2: Mit zwölf Thermoelementen versehene KP zur Messung der Temperaturverteilung.....	74
Abbildung 8.3: Schematische Übersicht der Kühlkreisläufe für die Prüfung der KP	75

Abbildung 8.4: Eingestellte Heißgas-, Kolben- und Kühlwassertemperaturen über drei TMF-Zyklen.....	76
Abbildung 8.5: Gemessene Kraftwerte über drei der KP aufgeprägte TMF-Zyklen	77
Abbildung 8.6: Verlauf der HCF-Kraftamplitude, -Mittelkraft und -Frequenz zusammen mit der Traversenposition über drei TMF-Zyklen	78
Abbildung 9.1: Stegbereich im eingebauten Zustand nach der TMF-Prüfung mit ganzheitlicher Behinderung der Probenausdehnung	83
Abbildung 9.2: Stegbereich der ZKP im eingebauten Zustand nach der TMF-Prüfung ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP.....	85
Abbildung 9.3: Metallographische Untersuchung des Hauptrisses am Stegbereich der ZKP nach der TMF-Prüfung ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP	85
Abbildung 9.4: REM-Aufnahme des versagenskritischen Ventilstegbereichs der ZKP mit zwei Mikrorissen	88
Abbildung 9.5: CFD-Analyse der Stegkühlung des ursprünglichen Kühladapters und deren Iterative Anpassung	90
Abbildung 9.6: Stegbereich im eingebauten Zustand nach der TMF/HCF-Prüfung mit $F_a, HCF = 2,8$ kN und überarbeitetem Kühladapter.....	91
Abbildung 9.7: Stegbereich im eingebauten Zustand nach der TMF/HCF-Prüfung mit $F_a, HCF = 3,92$ kN und überarbeitetem Kühladapter.....	91
Abbildung 9.8: Fraktographische Untersuchung der Bruchfläche nach der TMF/HCF-Prüfung mit $F_a, HCF = 2,8$ kN mit Rissausbreitung	92
Abbildung 9.9: TMF-Zyklenzahl in Abhängigkeit der Risslänge für unterschiedliche HCF-Dehnungsamplituden.....	93
Abbildung 9.10: Verhältnis der jeweiligen Versagenszyklenzahl N_f in Abhängigkeit der Endrisslänge a_f links über die Risslänge und rechts über die HCF-Dehnungsamplitude $\epsilon_{a, HCF}$ aufgetragen	94
Abbildung 9.11: Ergebnis der FE-Rechnung zur Beurteilung des Einflusses eines Risses an einer Montagebohrung beim TMF/HCF-Versuch mit 3,92 kN HCF-Kraftamplitude	95
Abbildung 9.12: Versagenskritischer Bereich des Muldenrands im montierten Zustand auf der linken Seite und teilweise demontierter Kolben mit Prallteller auf der rechten Seite nach 7000 TMF-Zyklen.....	97
Abbildung 9.13: Muldenrand im montierten Zustand auf der linken Seite und Kolben mit Prallteller auf der rechten Seite nach 7000 TMF-Zyklen und zusätzlichen 339 mit HCF-Last überlagerten TMF-Zyklen.....	98

Abbildung 9.14: Mikrorisse am Muldenrand nach 7000 TMF-Zyklen und zusätzlichen 339 HCF-überlagerten TMF-Zyklen	99
Abbildung 9.15: Riss am Kühlkanal der KP	100
Abbildung 9.16: Akkumulierte plastische Dehnung nach drei TMF-Zyklen mit der Belastung aus dem TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP	100
Abbildung 9.17: Akkumulierte plastische Dehnung ohne Steg im Kühlkanal nach drei TMF-Zyklen mit der Belastung aus dem TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP	102
Abbildung 9.18: Mögliche Realisierung einer Kühlung der Ringpartie am ursprünglichen Prüfstandsaufbau links rot markiert, rechts oben die Draufsicht durch den Schnitt A – A und rechts unten die Rückansicht durch den Schnitt B - B	103
Abbildung 9.19: Berechnete Temperaturverteilung durch Steigerung der Konvektion am Muldenrand um 25 % und an Ringpartie um 50 % im Vergleich zu der im Versuch gemessenen Temperaturverteilung	104
Abbildung 9.20: E-Modul des Kolbenlegierung aufgetragen auf der Temperatur	105
Abbildung 13.1: Verlauf der Wärmekapazität über der Temperatur für den Zylinderkopfwerkstoff oben und für den Kolbenwerkstoff unten.....	127
Abbildung 13.2: Verlauf des thermischen Ausdehnungskoeffizienten über der Temperatur für den Zylinderkopfwerkstoff auf der linken und für den Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite	128
Abbildung 13.3: Verlauf der Dichte über der Temperatur für den Zylinderkopfwerkstoff auf der linken und für den Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite	128
Abbildung 13.4: Verlauf der Wärmeleitfähigkeit über der Temperatur für den Zylinderkopfwerkstoff auf der linken und für den Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite	128
Abbildung 13.5: Ergebnisse der Zugversuche bei fünf Temperaturstützstellen mit dem Zylinderkopfwerkstoff auf der linken und mit dem Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite	129
Abbildung 13.6: Spannungsverläufe bei den CLCF-Versuchen bei fünf Temperaturstützstellen und einer mechanischen Dehnamplitude von 0,6 % mit dem Zylinderkopfwerkstoff auf der linken Seite und mit 0,4 % mit dem Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite	129

Abbildung 13.7: Ergebnisse der Kurzrischwachstumsversuche unter LCF- und LCF/HCF-Belastung oben für den Zylinderkopfwerkstoff und unten für den Kolbenwerkstoff.....	133
Abbildung 13.8: Ergebnisse der dehnungsgeregelten Langrischwachstumsversuche auf der linken Seite für den Zylinderkopfwerkstoff und auf der rechten Seite für den Kolbenwerkstoff	134
Abbildung 13.9: Brennkammerkennfeld am HGPST	134
Abbildung 13.10: 3-Massen-Schwing-System des HFP	135
Abbildung 13.11: Maximale Kraftamplitude in Abhängigkeit der Mittelkraft des HFP	136
Abbildung 13.12: Ausschnitt aus der Fertigungszeichnung der Zylinderkopfprobe.....	137
Abbildung 13.13: Ausschnitt aus der Fertigungszeichnung der Kolbenprobe.....	138
Abbildung 13.14: Gemessene und berechnete Temperaturen bei stationärem Betrieb mit reduziertem Prüfaufbau für die modifizierte ZKP	139
Abbildung 13.15: Abstand von 4,4 mm des Rissurspungs zur Stegvorderseite der ZKP, mit dem Endoskop sichtbare Risslänge von 1 mm bei 2196 TMF-Zyklen und sich dadurch ergebende tatsächliche Risslänge mit Rissfront zu diesem Zeitpunkt	140
Abbildung 13.16: Genauigkeit der Lebensdauerberechnung für die ZKP und die entsprechende Rundprobe auf der linken Seite mit dem ursprünglich entwickelten und auf der rechten Seite mit dem angepassten Modell	141

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Bezeichnung der Werkstoffzustände von Gussteilen.....	15
Tabelle 9.1: Nach verwendetem TMF-Lebensdauermodell und Berechnungskonzept unterteilte Ergebnisse der Lebensdauerberechnung	86
Tabelle 9.2: Gegenüberstellung von der in den TMF/HCF-Versuchen bestimmten Lebensdauern mit den berechneten.....	96
Tabelle 9.3: Übersicht der Änderungen der berechneten Lebensdauern im Vergleich zu der für den TMF-Versuch berechneten in Abhängigkeit der Konvektionsrandbedingungen	104
Tabelle 13.1: Ergebnisse der CLCF-Versuche am Zylinderkopfwerkstoff.....	130
Tabelle 13.2: Ergebnisse der CLCF-Versuche am Kolbenwerkstoff.....	130
Tabelle 13.3: Ergebnisse der TMF-Versuche am Zylinderkopfwerkstoff	131
Tabelle 13.4: Ergebnisse der TMF-Versuche am Kolbenwerkstoff	131
Tabelle 13.5: Ergebnisse der LCF/HCF-Versuche für den Zylinderkopfwerkstoff.....	132
Tabelle 13.6: Ergebnisse der LCF/HCF-Versuche für den Kolbenwerkstoff	132
Tabelle 13.7: Ergebnisse der TMF/HCF-Versuche für den Zylinderkopfwerkstoff.....	132
Tabelle 13.8: Ergebnisse der TMF/HCF-Versuche für den Kolbenwerkstoff.....	133

Abkürzungsverzeichnis

α -MK	α - bzw. Aluminiummischkristall
CLCF	engl. Complex Low Cycle Fatigue
CFD	engl. Computational Fluid Dynamics
DMS	Dehnungsmessstreifen
DLC	engl. Diamond-Like Carbon
FE	Finite Elemente
GUI	engl. Graphical User Interface
HCF	engl. High Cycle Fatigue
HFP	Hochfrequenzpulsator
HGPST	Heißgasprüfstand
HPDC	High Pressure Die Casting
HRR	Hutchinson, Rice und Rosengren
IP	engl. In-Phase
iPeM	integriertes Produktentstehungsmodell
KP	Kolbenprobe
LCF	engl. Low Cycle Fatigue
OP	engl. Out-of-Phase
REM	Rasterelektronenmikroskop
RT	Raumtemperatur
SLM	engl. Selective Laser Melting
TMF	engl. Thermo-Mechanical Fatigue
ZKP	Zylinderkopfprobe

1 Motivation und Zielsetzung

1.1 Motivation

In internen Verbrennungskraftmaschinen erfahren Zylinderköpfe und Kolben aus Aluminiumlegierungen große Temperaturschwankungen, die in thermomechanischer Beanspruchung resultieren und sich letztendlich in Form von niederzyklischer Ermüdung (engl. low cycle fatigue: LCF) bzw. thermomechanischer Ermüdung (engl. thermo-mechanical fatigue: TMF) äußern. Zeitabhängige plastische Verformungen begleiten die thermomechanischen Belastungen und sind der Grund dafür, dass sich bereits nach kurzer Zeit Ermüdungsrisse bilden, deren Wachstum die Bauteillebensdauer bestimmt. Durch den Verbrennungsprozess werden zusätzliche hochfrequente Druckpulsationen erzeugt, die zu hochzyklischer Ermüdung (engl. high cycle fatigue: HCF) führen und den thermomechanischen Zyklen überlagert sind, was in Abbildung 1.1 betrachtet werden kann. Hier ist eine Messung im motorischen Betrieb auf einem Rollenprüfstand zu sehen, für die ein Dehnungsmessstreifen (DMS) am Steg des Einlasskanals in einem Pkw-Zylinderkopf appliziert wurde. Aus dem im oberen Teildiagramm dargestellten Messsignal lassen sich die entsprechende LCF-Last im zweiten und die HCF-Last im dritten Teildiagramm herausfiltern. Im untersten Teildiagramm ist die HCF-Lastamplitude dargestellt.

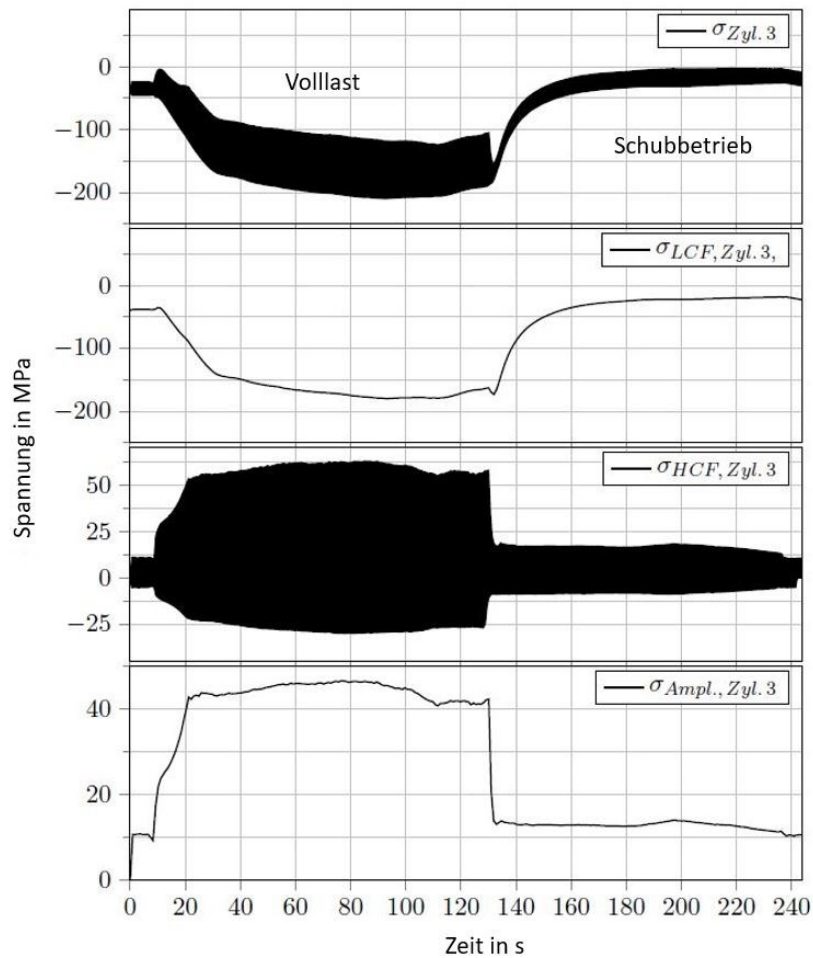


Abbildung 1.1: Umgerechnetes und bereinigtes Messsignal eines DMS, das mit Hoch- und Tiefpassfilterung in LCF- und HCF-Beanspruchung aufgeteilt wird, sodass die Amplitude der überlagerten HCF-Last dargestellt werden kann [1]

Es ist außerdem bekannt, dass überlagerte TMF/HCF-Belastungen bei Aluminiumgusslegierungen verglichen mit reiner TMF-Last zu einer deutlichen Verringerung der Lebensdauer führen, was in Abbildung 1.2 beobachtet werden kann. Dort sind die in reinen TMF-Versuchen und in TMF-Versuchen mit HCF-Überlagerung (TMF/HCF) ermittelten Zyklenzahlen zum Versagen N_f für unterschiedliche Belastungshöhen dargestellt. Die Belastungen werden dabei als Summe der jeweiligen mechanischen TMF- und HCF-Dehnungsamplitude angegeben.

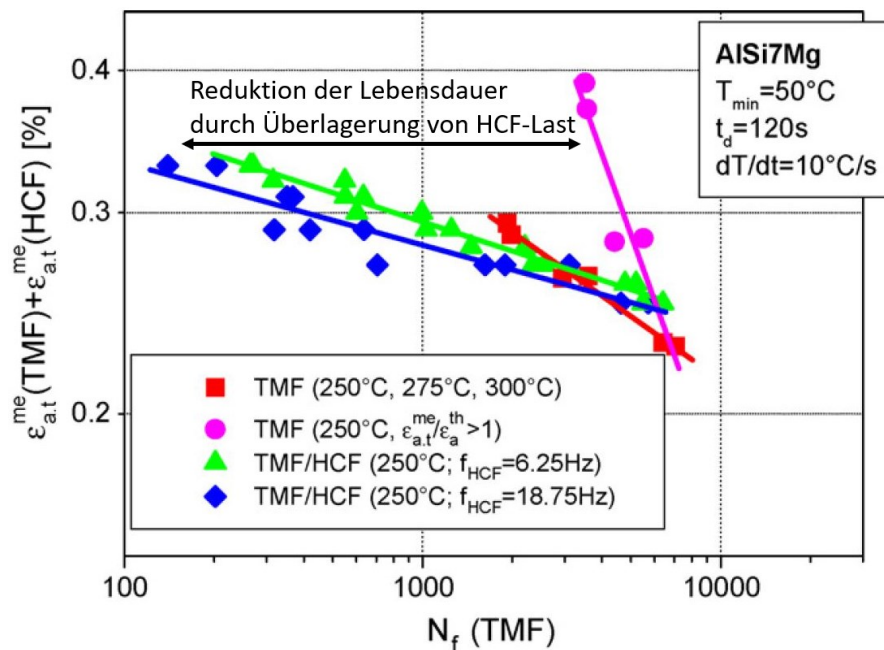


Abbildung 1.2: Lebensdauer von AISi7Mg in Abhängigkeit von TMF- und überlagerter TMF/HCF-Belastung [2]

Vor der Serienproduktion eines neuen Verbrennungsmotors werden die Aluminiumgussbauteile auf Motorenprüfsänden unter erhöhter Belastung geprüft um so vorzeitiges Bauteilversagen im späteren Kundenbetrieb unter überlagerter TMF/HCF-Belastung zu verhindern. Die betrachteten Prototypen werden mit unterschiedlichen Legierungen und Wärmebehandlungen im Vorfeld mittels Festigkeits- und Lebensdauerberechnung bewertet um Fehlentwicklungen zu vermeiden. Die Bauteilbelastung durch TMF und HCF werden in der Praxis teilweise immernoch gänzlich separat voneinander behandelt und lediglich mittels einfacher Schadensakkumulationsregeln bewertet. Allerdings produziert dieses Verfahren keine Ergebnisse, die quantitativ belastbar sind.

Sowohl die thermische als auch die mechanische Beanspruchung der Bauteile aus Verbrennungsmotoren erhöhen sich zwangsweise zugunsten von Effizienzsteigerung, da diese mit größer werdenden Verbrennungstemperaturen und -drücken korreliert, welche wiederum mit Hilfe neuer Brennverfahren, Abgasturboladerkonzepte und stetig weiter entwickelten Einspritz- und Zündsystemen erreicht werden. Selbst Pkw-Dieselmotoren arbeiten mittlerweile mit Verbrennungsrücken über 200 bar und Ottomotoren mit bis zu 150 bar [3]. Diese Entwicklung richtet außerdem höhere Ansprüche bezüglich Genauigkeit an die der Bauteilauslegung zugrunde liegenden Rechenmodelle. So ist es erforderlich, dass fortschrittliche Lebensdauermodelle Einsatz finden, welche die Überlagerung der Belastungen sowie Risswachstum und bruchmechanische Phänomene berücksichtigen.

1.2 Zielsetzung

In dieser Arbeit soll eine effiziente und kostengünstige Prüfung für Zylinderköpfe und Kolben entwickelt werden, mit der die Lebensdauer bezüglich thermomechanischer Ermüdung mit überlagerter hochfrequenter mechanischer Belastung festgestellt werden kann. Diese Prüfung soll mit bauteilnahen Proben mit reduzierter Komplexität erfolgen um als unterstützendes Werkzeug bereits früh im Entwicklungsprozess zur Validierung der Bauteilauslegung und zum Vergleich der Eignung unterschiedlicher Werkstoffe einsetzbar zu sein. Außerdem sollen fortschrittliche Lebensdauerberechnungskonzepte validiert werden, welche die Überlagerung von TMF- und HCF-Lasten sowie Risswachstum und bruchmechanische Phänomene berücksichtigen, wodurch eine durchgängige in situ-Prüfung des versagenskritischen Bereichs zu gewährleisten ist. Dies soll anhand der Validierung und Bewertung jüngst entwickelter Lebensdauerberechnungskonzepte erfolgen.

1.3 Struktur der Arbeit

Die Arbeit ist folgendermaßen strukturiert: Im Kapitel 2 werden zuerst die zu prüfenden Komponenten zusammen mit Aluminiumsiliziumlegierungen an sich und einer Übersicht über potenziell auftretende Belastungen vorgestellt. Dem folgt ein Überblick über aktuelle bzw. bisher eingesetzte Prüfstandsversuche um die Lebensdauer unter TMF-Belastung von Zylinderköpfen und Kolben zu bestimmen. Anschließend werden das für die Komponentenlebensdauerberechnung verwendete Materialmodell für Wechselverformungsverhalten und die Größen sowie Grundlagen des eingesetzten physikalisch basierten Lebensdauermodells vorgestellt.

Im dritten Kapitel wird die Werkstoffuntersuchung von der Zylinderkopflegerung AlSi7MgCu0,5-T7 und der Kolbenlegierung AlSi12CuNiMg-T7 vorgestellt, die zur jeweiligen Lebensdauermodellierung dient. Sie umfasst eine thermophysikalische Analyse der beiden Werkstoffe, sowie eine Basischarakterisierung mit unterschiedlichen Zugversuchen, CLCF- und OP-TMF-Versuchen. Versuche zur Schädigungsmodellierung werden in Form von kombinierten LCF/HCF- und TMF/HCF-Versuchen durchgeführt. Zur speziellen Beschreibung des jeweiligen Risswachstums erfolgen zudem Kurzriss- und Langrisswachstumsversuche.

Das vierte Kapitel dient dazu, die Lebensdauerberechnung vorzustellen mit den beiden unterschiedlichen Schädigungsparametern, unterschiedlichen Formulierungen des mechanismenbasierten physikalischen Lebensdauermodells, unterschiedlichen Berechnungskonzepten und einem weiteren vereinfachten Lebensdauermodell.

Danach wird im fünften Kapitel zuerst das generelle Prüfstandskonzept mit den verwendeten Prüfvorrichtungen vorgestellt gefolgt von der Erläuterung der Probengeometrie und dem Prüfstandsaufbau, jeweils separat für Zylinderkopf- und Kolbenprüfung. Abschließend wird noch die Funktionsweise der automatisierten Risserkennung erklärt.

Im sechsten Kapitel wird die Simulation der thermischen Randbedingungen vorgestellt, die für die Prüfstandsauslegung genutzt wird und außerdem dazu dient, die sich in den Prüflingen einstellenden Temperaturverteilungen zu berechnen. Letztere werden wiederum genutzt, um die jeweiligen Lebensdauern zu berechnen.

Die Erläuterung der Durchführung der Versuche zusammen mit einer Beschreibung und Interpretation der jeweiligen Beobachtungen erfolgt in Kapitel 7 für die Zylinderkopfprobe und in Kapitel 8 für die Kolbenprobe.

Die Auswertung und Diskussion der Versuchsergebnisse, welche neben fraktographischen und metallographischen Untersuchungen auch einen Abgleich und eine Bewertung der jeweils berechneten Lebensdauern beinhalten, wird in Kapitel 9 vorgenommen. Hier wird zu Anfang auch die Reproduzierbarkeit der thermischen und der mechanischen Belastung untersucht und bewertet. Außerdem werden in diesem Kapitel auch die teilweise aus Zwischenergebnissen abgeleiteten Iterationsmaßnahmen erläutert und deren Tragweiten aufgezeigt.

Anschließend wird im zehnten Kapitel eine Prüfmethodik abgeleitet, indem eine Einordnung der einzelnen Arbeitsschritte in den Problemlösungsprozess SPALTEN des integrierten Produktentstehungsmodells (iPeM) vorgenommen wird. Für die abgeleitete Prüfmethodik werden anschließend noch Möglichkeiten aufgezeigt, diese auf andere Anwendungsgebiete zu übertragen.

Im elften Kapitel werden abschließend nochmals alle aus den Versuchsergebnissen gewonnenen Erkenntnisse zusammengefasst und Möglichkeiten aufgezeigt, die Prüfmethodik zu erweitern.

2 Grundlagen und Kenntnisstand

2.1 Zylinderkopf

2.1.1 Aufbau, Funktionen und Anforderungen

Der Zylinderkopf bildet zusammen mit dem Kolben und der Zylinderlaufbahn im Kurbelgehäuse den Brennraum. Über die Ausgestaltung des Brennraumdachs trägt er maßgeblich zur geometrischen Form des Brennraums bei und besitzt somit einen großen Einfluss auf die Verbrennung. Der Zylinderkopf eines modernen PKW-Dieselmotors ist in Abbildung 2.1 zu sehen. Er wird mittels der Zylinderkopfschrauben mit Zylinderkopfdichtung und Kurbelgehäuse verbunden. Unter anderem dient er zur Aufnahme der Ventile der Ein- und Auslasskanäle für den Ladungswechsel. Diese werden über die Rollenschlepphebel betätigt, die wiederum von der Nockenwelle angesteuert werden, wie in Abbildung 2.1 zu sehen. Zur Gewichtsreduktion wird die Nockenwelle oft als gebaute Hohlnockenwelle ausgeführt und in separaten Nockenwellenlagerdeckeln gelagert [4, 5].

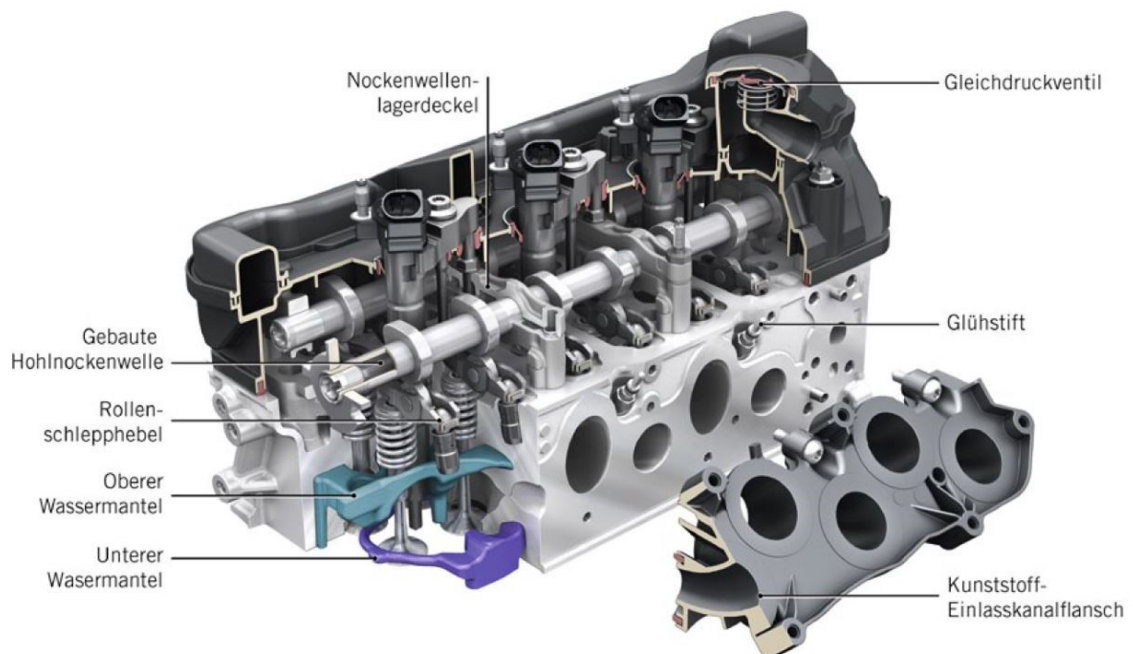


Abbildung 2.1: Zylinderkopf eines Dieselmotors mit zweiteiligem Wassermantel und Ventiltrieb [6]

Ein integriertes Kühlkanalsystem, der Wassermantel, führt die Wärme aus dem Verbrennungsprozess ab. Um dies effizient zu gestalten wird der Wassermantel oft zweiteilig ausgeführt, wobei der untere die intensive Kühlung des Brennraumdachs und der hochbelasteten Ventilstege mit Hilfe hoher Strömungsgeschwindigkeiten übernimmt [6].

Neben der Forderung einer kompakten Bauweise, ist die Hauptanforderung an den Zylinderkopf, eine effiziente Verbrennung zu ermöglichen. Dabei soll während der Verbrennung eine gute Akustik mit minimaler Geäuschemission erreicht werden. Gleichzeitig ist ein möglichst geringes Gewicht angestrebt mittels minimaler Wandstärken bei trotzdem maximaler Gestaltfestigkeit und Steifigkeit. [4, 5, 7, 8]

2.1.2 Belastungen und Schadensmechanismen

Der Wunsch nach immer leistungsstärkeren Motoren und die Gesetzesvorgaben zur Reduktion der Emissionen und des Kraftstoffverbrauchs führen zur Entwicklung von hoch aufgeladenen Motoren. Diese Entwicklung bringt eine Steigerung der thermomechanischen Belastung der Zylinderköpfe mit sich, welche nicht nur die Rissgefahr in den dauerbruchgefährdeten Wasser- sondern auch in den Brennraumwänden erhöht [9].

Die Belastung des Zylinderkopfs wird maßgeblich durch den maximalen Zylinderinnen- druck sowie die thermische Last bestimmt. Kaltstart und Abkühlzyklen sowie Wechsel zwischen Schubetrieb und Vollast resultieren in starken örtlichen und zeitlichen Temperaturgradienten auf der Brennraumdachoberfläche sowie im Zylinderkopfvolumen zwischen Brennraumdach und Wassermantel. Diese Temperaturgradienten führen zu der besagten thermischen Belastung, welche durch hohe dynamische Kräfte überlagert wird, die wiederum durch die hochfrequent auftretenden Zünddrücke entstehen. [10–12]

Ein typisches Beispiel für ein Schadensbild eines Zylinderkopfes ist in Abbildung 2.2 zu sehen mit einem Riss im Ventilstege zwischen den beiden Auslassventilen, welcher als versagenkritischer Bereich bei Zylinderköpfen gilt [13].



Abbildung 2.2: Schadensbild an dem Brennraumdach eines Zylinderkopfes [13]

Neben diesen durch den Motorbetrieb hervorgerufenen Belastungen erfährt der Zylinderkopf ebenfalls Lasten durch die Herstellung und Montage. So stellt sich im Bauteil ein statischer Spannungszustand durch die mechanische Bearbeitung, das Einpressen der Ventilsitzringe und -führungen sowie durch das Anziehen der Zylinderkopfschrauben ein [14]. Des Weiteren können Korrosions- und Kavitationsschäden an der Oberfläche des Wassermantels auftreten in Abhängigkeit vom verwendeten Kühlmittel und der konstruktiven Ausführung der Kühlkanäle wodurch ebenfalls dort Risse entstehen können [15].

2.2 Kolben

2.2.1 Aufbau, Funktionen und Anforderungen

Die Hauptaufgabe des Kolbens ist die Kraftübertragung aus der Zylinderdrucklage auf den Kurbeltrieb nach der Zündung des Luft-Kraftstoffgemischs. Dabei wird die translatorische Bewegung des Kolbens über den Bolzen und das Pleuel in die Rotation der Kurbelwelle gewandelt. Neben der Kraftübertragung dient der Kolben zusammen mit den Kolbenringen auch zur Abdichtung des Brennraums gegen Gasdurchtritt und Öldurchfluss [16, 5].

Wie bereits in Kp. 2.1.1 erläutert, bildet der Kolben zusammen mit der Zylinderlaufbahn im Kurbelgehäuse den Brennraum. Dabei werden mit der Ausführung des Kolbenbodens die Geometrie des Brennraums und damit die Verbrennung an sich direkt beeinflusst. So zeichnen sich insbesondere Dieselpolben durch eine Mulde im Kolbenboden aus, welche durch den sogenannten Muldenrand begrenzt ist, wie in Abbildung 2.3 zu sehen. Weitere Funktionselemente sind die Ringpartie mit dem Feuersteg, die Kolbennabe und

der Kolbenschaft. Bei dem hier gezeigten Kolben dient ein aus austenitischem Stahl eingelassener Ringträger der Aufnahme des ersten Verdichtungsringes, der die größten Belastungen durch die Verbrennung erfährt. Ein ringförmiger Kühlkanal, der eingespritztes Öl durch die Hubbewegung des Kolbens transportiert, sorgt für eine Abfuhr der Verbrennungswärme und ermöglicht dadurch einen dem Werkstoff adäquaten Betrieb. [17, 4]

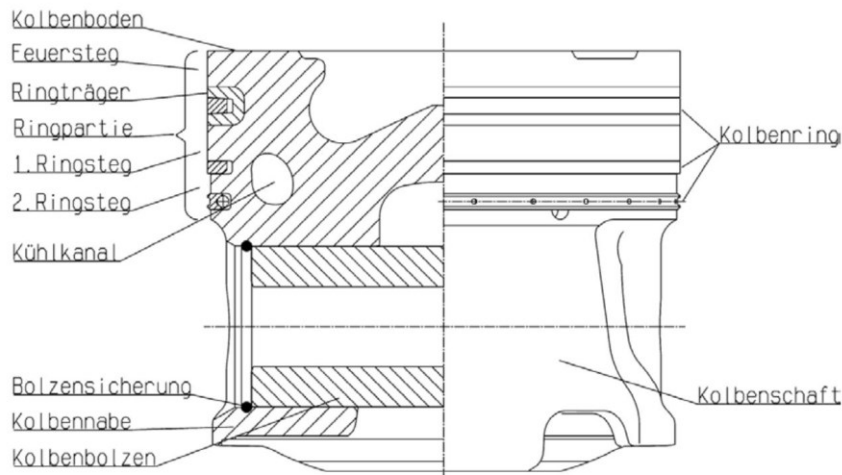


Abbildung 2.3: Komponenten und Bereiche am Pleuellager [17]

Da der Pleuellager ein translatorisch bewegtes Teil ist, ist eine der Hauptanforderungen an diese Komponente ein geringes Gewicht bei gleichzeitig ausreichender Gestaltfestigkeit, welche wiederum abhängig von dem maximalen Verbrennungsdruck ist. Deshalb kommt häufig eine Aluminium-Silizium-Legierung zum Einsatz. Pleuellkolben werden allerdings auch für Dieselmotoren bei hohen Belastungen verwendet, erfordern allerdings besondere Kühlkonzepte. Neben dem Leichtbau wird Fresssicherheit zusammen mit einer hohen Laufruhe gefordert. Außerdem werden ein geringer Ölverbrauch und geringe Emissionswerte verlangt, welche zusammen mit den bereits genannten teils gegenläufigen Anforderungen an Werkstoff und Konstruktion darstellen. Aus diesem Grund können die einzelnen Pleuellerausführungen in Abhängigkeit des Motorentyps sehr unterschiedlich ausfallen. [4]

2.2.2 Belastungen und Schadensmechanismen

Wie auch schon der Pleuellkopf erfährt der Pleuellager die größte Belastung ebenfalls durch den hohen Wärmeeintrag aus der Verbrennung, also als thermische Last. Dieser resultiert in einer inhomogenen Temperaturverteilung im Bauteil. An der Oberfläche des Pleuellrands eines PKW-Aludieselmotors können so Temperaturen von bis zu 400 °C

entstehen bei gleichzeitig 300 °C in der Muldenmitte und 200 °C in Richtung Kühlkanal [5, 18]. Bei stationärem Betrieb stellt sich auf Grund der thermischen Trägheit des Wärmeübergangs an der Kolbenoberfläche auch ein stationäres Temperaturfeld ein. Ebenfalls äquivalent zum Zylinderkopf können Lastwechsel und Start-Stop-Voränge einen starken zeitlichen Temperaturgradienten induzieren. Hier erfährt der Bereich um den Muldenrand als exponiertester Bereich des Kolbenbodens den größten Temperaturgradienten [18].

So kühlt beispielsweise beim Abstellen des Motors und Abkühlen auf Umgebungstemperatur der Muldenrand am stärksten ab und zieht sich dementsprechend auch am meisten zusammen. Dadurch behindern die Bereiche das Schrumpfen, die zuvor, beispielsweise bei Volllast, die thermische Ausdehnung des Muldenrands beschränkt haben [19]. Auf diese Weise bilden sich beim Abkühlen Zugspannungen, die die Fließgrenze überschreiten und zu plastischen Verformungen bzw. sogar zu Anrissen führen können [20].

Die Verbrennung erzeugt jedoch nicht nur eine thermische sondern auch eine vom Verbrennungsdruck abhängige mechanische Belastung, welche entsprechend der Zündfrequenz sehr viel höherzyklischer wirkt. Die aus der Verbrennung resultierende Gaskraft wirkt über Kolbenbolzen und Pleuel auf die Kurbelwelle. Durch das Abstützen des Drucks auf dem Bolzen erfährt der Kolben eine Biegung um die Bolzenachse. Die hier entstehende Verformung sorgt für Zugspannungen in Umfangsrichtung im Muldenrand über der Bolzenachse. Außerdem wirken neben den Gaskräften auch Massen- und Führungskräfte auf den Kolben, die allerdings im Vergleich zu den Gaskräften bei Dieselmotoren vernachlässigbar klein sind. [18, 4]

So kann sich ein Schadensbild, hervorgerufen durch die oben beschriebenen Belastungen, in Form eines Anrisses am Muldenrand eines Dieselpistons einstellen, wie in Abbildung 2.2 zu sehen.

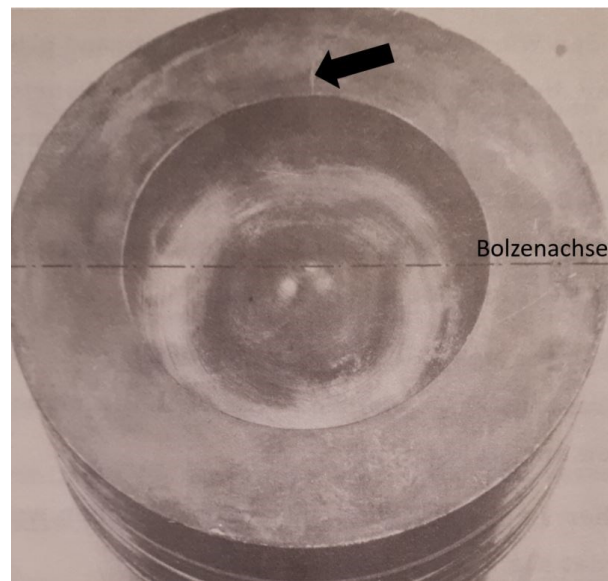


Abbildung 2.4: Anriss am Muldenrand eines Dieselkolbens [21]

2.3 Werkstoff

2.3.1 Al-Si-Legierungen

Zylinderköpfe und Kolben werden bevorzugt aus Aluminium-Silizium-Legierungen gegossen wegen ihrer guten Gießbarkeit und den guten mechanischen Eigenschaften. Dabei weisen naheutektische Legierungszusammensetzungen ein besonders gutes Gieß- und Formfüllungsvermögen auf, was der Grund für deren geringe Lunker- und Warmrissbildung ist [22]. Der eutektische Punkt kann aus dem binären Zustandsdiagramm für Aluminium und Silizium in Abbildung 2.5 abgelesen werden und liegt bei 577 °C und 12,5 Masse-% Si. Bei 577 °C ist die maximale Löslichkeit 1,65 Masse-%, von Silizium im Aluminiummischkristall (α -MK), welche mit sinkender Temperatur auf 0,07 Masse-% bei 300 °C abnimmt [23].

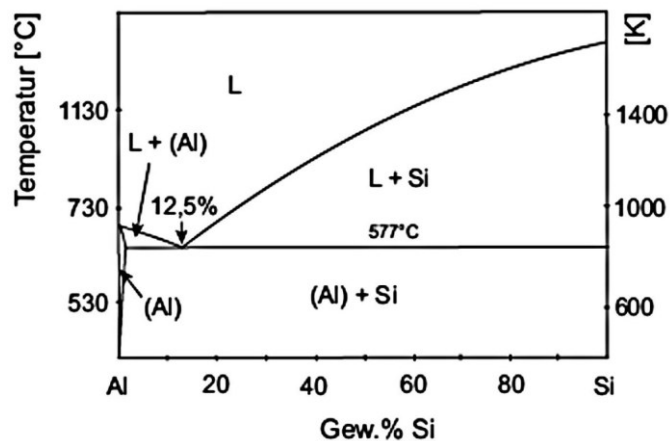


Abbildung 2.5: Zustandsdiagramm für Aluminium-Silizium [23]

Meistens werden Zylinderköpfe aus untereutektischen AlSiMg- oder AlSiCu-Legierungen gegossen [24, 25]. PKW-Kolben werden dagegen vornehmlich aus untereutektischen AlSi-Legierungen hergestellt, weil das primär ausgeschiedene Si eine hohe Verschleißfestigkeit fördert [26].

Dabei sind besondere Forderungen an die Legierungen zum einen eine hohe Resthärte bei langer Laufzeit, eine hohe Warmstreckgrenze und Kriechbeständigkeit sowie eine hohe dynamische Festigkeit bei Betriebstemperaturen. Zusätzlich wird eine hohe Duktilität zusammen mit einer hohen Elastizität bei guter Thermoschockbeständigkeit benötigt. Außerdem wird eine gute Wärmeleitfähigkeit verlangt, um die Verbrennungswärme effizient abtransportieren zu können. [5]

Eine Eigenschaft von Silizium, des wichtigsten Legierungselements für Aluminium, ist das Verbessern der Gießbarkeit, da es beim Übergang in den festen Zustand der Volumenkontraktion entgegenwirkt und zusätzlich durch Zulegieren zusammen mit Magnesium eine gute Aushärtbarkeit bewirkt [5, 27].

Durch das Beimischen von Magnesium wird außerdem die Korrosionsbeständigkeit verbessert sowie die Zugfestigkeit und Härte stark erhöht, allerdings auch die Bruchdehnung verringert [27, 28].

Mit Kupfer als Legierungselement wird die Festigkeit bei einer Warmaushärtung erhöht und die mechanische Bearbeitung vereinfacht, wobei ein Cu-Gehalt von mehr als 0,4 % die Porosität, Duktilität und Korrosionsbeständigkeit negativ beeinflusst [29, 28].

Die Festigkeit und Härte bei hohen Temperaturen kann außerdem noch durch das Hinzulegieren von Nickel in Verbindung mit Cu verbessert werden [29].

Durch das Impfen der Schmelze mit 0,15 Masse-% Titan oder besser noch Zirkon bewirkt man Kornfeinen zur Steigerung der Festigkeit und Zähigkeit. Dabei eignet sich Zr besonders um die Wärmeleitfähigkeit zu verbessern und damit zur thermischen Entlastung im Betrieb beizutragen. [9]

2.3.2 Wärmebehandlung und Aushärtung

Aluminiumlegierungen können auf verschiedenste Weisen verfestigt werden. AlSi-Legierungen werden ähnlich wie AlCu-Legierungen durch eine Wärmebehandlung gezielt ausscheidungsverfestigt. Dafür ist ein α -MK notwendig, der mit steigender Temperatur eine höhere Löslichkeit für Legierungselemente mitbringt. Deshalb besteht der erste Schritt der Wärmebehandlung im Lösungsglühen bei hoher Temperatur, wodurch möglichst viele Atome im α -MK gelöst werden und sich eine hohe Leerstellenkonzentration einstellt. Im zweiten Schritt erfolgt dann das Abschrecken um einen an Legierungselementen und Leerstellen übersättigten α -MK zu erhalten. Der letzte Schritt ist die Auslagerung, bei der der thermodynamisch instabile Zustand nach dem Abschrecken in einen stabilen übergeht. Dabei vergrößern sich mit zunehmender Zeit die Ansammlungen der anfangs noch im α -MK gelösten Legierungselemente und durchlaufen unterschiedliche Phasen. Von der GP-I-Zone, welche sich durch kleine kohärente monoatomare Schichten der gelösten Legierungselemente auszeichnet, vergrößern sich die Ansammlungen in der GP-II-Zone hin zu teilkohärenten Ausscheidungen in der θ' -Phase bis sich schließlich inkohärente Ausscheidungen in der θ -Phase gebildet haben. [30, 31]

Während des Zustands der Auslagerung nimmt die Festigkeit zu, da die hier noch zusammenhängenden Ausscheidungen größer werden und damit auch die nötigen Spannungen um diese zu schneiden. Die maximale Festigkeit ist erreicht, wenn die Schubspannungen zum Schneiden einer Ausscheidung genau so groß sind wie die Schubspannungen für das Umgehen der Ausscheidungen, sobald diese inkohärent geworden sind. Mit dem weiteren Wachsen der inkohärenten Ausscheidungen vergrößert sich auch der Abstand zwischen diesen und die aufzubringende Schubspannung zum Umgehen, auch Biegespannung genannt, verringert sich, was sich in einer Abnahme der Festigkeit abbildet [31, 32]. Der Verlauf der Festigkeit über die Auslagerungszeit ist beispielhaft in Abbildung 2.6 dargestellt.

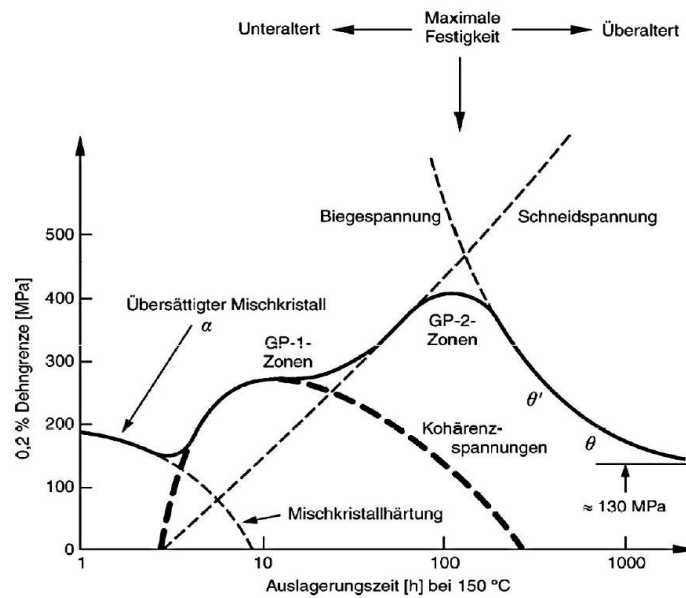


Abbildung 2.6: Widerstand gegen plastische Verformung einer AlCu-Legierung in Abhängigkeit der Auslagerungszeit [32]

Eine Einteilung der Werkstoffzustände, auch nach Warmauslagerung, von Gussteilen wird in der Norm DIN EN 1706 vorgenommen und kann Tabelle 2.1 entnommen werden

Symbol	Zustand
F	Gusszustand (Herstellungszustand)
O	Weichgeglüht
T1	Kontrollierte Abkühlung nach dem Guss und kaltausgelagert
T4	Lösungsgeglüht und kaltausgelagert
T5	Kontrollierte Abkühlung nach dem Guss und warmausgelagert oder überaltert
T6	Lösungsgeglüht und vollständig warmausgelagert
T64	Lösungsgeglüht und nicht vollständig warmausgelagert – Unteralterung
T7	Lösungsgeglüht und überhärtet (warmausgelagert, stabilisierter Zustand)

Tabelle 2.1: Bezeichnung der Werkstoffzustände von Gussteilen [33]

Insbesondere Al-Zylinderköpfe und viele Al-Kolben erfahren eine T6-Wärmebehandlung um eine hohe Festigkeit einzustellen. Dabei wird das gegossene Bauteil kurz unterhalb der Solidustemperatur lösungsgeglüht, dann in einem Wasserbad abgeschreckt und anschließend warmausgelagert, um die Eigenspannungen zu reduzieren und hohe Toleranzen bei der mechanischen Bearbeitung zu ermöglichen. [28]

Die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten bauteilähnlichen Proben wurden T7 wärmebehandelt um das Auftreten von Alterungseffekten während der Prüfung zu vermeiden.

Im Falle der Zylinderkopfprobe heißt das, dass die Probe nach der T6-Wärmebehandlung zusätzliche 500 h bei 250 °C ausgelagert wurde. Die Kolbenprobe wurde dafür nach der T6-Wärmebehandlung 100 h bei 350 °C ausgelagert.

2.4 Arten der Beanspruchung

2.4.1 Übersicht

Die VDI-Richtlinie 3822 nimmt für metallische Werkstoffe eine Unterteilung der Schäden durch Beanspruchungsarten in mechanisch, thermisch, tribologisch und korrosiv vor, wobei zusätzlich noch flüssigkeitsmetallinduzierte Rissbildung bei verzinkten und Schäden an geschweißten Bauteilen aufgeführt werden [34].

Dabei kann die mechanische Beanspruchung nochmals unterteilt werden in eine quasi-statische und eine zeitlich veränderliche. Die Versagensarten lassen sich hier in zähe und spröde Gewaltbrüche untergliedern, bzw. Restgewaltbrüche bei Schwingbeanspruchung. Gewaltbrüche treten unter einmaliger, zügiger und einsinniger Beanspruchung auf, bei der die Werkstofffließgrenze oder -bruchfestigkeit erreicht und der Werkstoffzusammenhalt makroskopisch vollständig aufgetrennt wird [35]. Der zähe Gewaltbruch entsteht dabei unter plastischer Verformung durch Abgleiten an den Ebenen der maximalen Schubspannung. Der spröde Gewaltbruch hingegen ereignet sich nahezu ohne irgendeine Verformung senkrecht zur größten Zugspannung durch das Überwinden der Kohäsionskräfte [36].

Die thermische Beanspruchung lässt sich unterteilen in eine rein thermische, in eine chemisch-thermische, in eine mechanisch-thermische und in eine metallphysikalisch-thermische Belastung. Eine rein thermische Beanspruchung ist selten Ursache von Schäden, wobei unter chemisch-thermischer Beanspruchung Schäden auftreten wie Oxidation, Heißgaskorrosion oder Metallbrände. Die mechanisch-thermische Beanspruchung kann wiederum unterteilt werden in eine isotherme hochzyklische Belastung, bspw. eine HCF-Belastung bei erhöhter Temperatur, in eine niederzyklische, wie bspw. eine isotherme LCF-Last bei erhöhter Temperatur oder in eine TMF-Last, eine shockartige, auch Thermoschock genannt, und in eine metallphysikalisch-thermische, bei der sich Schäden äußern durch Auflösen von Bauteilverbindungen, welche nicht-chemischer Natur sind, wie bspw. Lotbrüchigkeit. [35, 36]

Tribologische Beanspruchungen können untergliedert werden in welche, die durch statische und welche, die durch dynamische Reibung auftreten [37]. Für weitere Ausführungen und Definitionen sei hier auf die DIN ISO 4378-2 verwiesen.

Die korrosiven Beanspruchungen lassen sich unterteilen in diejenigen ohne mechanische Belastung, in die mit zusätzlicher mechanischer Belastung, in die durch mikrobiologische Vorgänge und in die wasserstoffinduzierte Korrosion [38].

Für die flüssigkeitsmetallinduzierte Rissbildung beim Stückverzinken und Schäden an geschweißten Bauteilen sei an dieser Stelle auf die VDI-Richtlinie 3822 Blatt 1.6 und 1.7 verwiesen.

2.4.2 Isotherme Beanspruchung

August Wöhler begründete das Thema Materialermüdung, in dem er mit seinen Versuchen zeigte, dass nicht nur makroskopische plastische Verformungen, sondern auch kleinere zyklische Beanspruchungen zum Versagen führen können.

Das Werkstoffverhalten ändert sich, sobald der Werkstoff bei erhöhter Temperatur verformt wird. So werden Versetzungsbewegungen begünstigt durch die mit steigender Temperatur erleichterte Diffusion. Zusätzlich werden Gleitebenen aktiviert, was bewirkt, dass Spannungen mit Hilfe von plastischer Verformung leichter abgebaut werden können. Außerdem versuchen die instabilen Phasen, die in dem durch die Herstellung eingebrachten thermodynamisch instabilen Werkstoffzustand begründet sind, einen Gleichgewichtszustand durch Diffusion zu erreichen. Dabei werden die Versetzungsbewegungen weniger stark durch die stabilen, inkohärenten Phasen behindert. Dadurch sinkt die Festigkeit und die Duktilität steigt. Dieses Phänomen wird Alterung genannt. [39, 40]

Dieses temperaturabhängige Verformungsverhalten wurde beispielsweise bei den Al-Legierungen AlSi10Mg , AlSi12CuMgNi und AlSi6Cu4 bei vier verschiedenen Temperaturen in [41] aufgezeigt. Bei totaldehnungskontrollierten Wechselverformungsversuchen wurde bei RT eine zyklische Verfestigung bis zum Bruch, bei 250 °C ein nahezu neutrales zyklisches Werkstoffverhalten und bei 350 °C ein eher entfestigendes Verhalten durch Überalterung beobachtet [41].

In einem FVV-Vorhaben wurde zudem eine Temperaturabhängigkeit der Schädigung von AlSi12Cu4Ni2 durch eine Werkstoffcharakterisierung mittels isothermer LCF- und HCF-Versuche festgestellt. Hier wurde ein Wechsel der Schädigung durch Brechen großer Si-Partikel bei Raumtemperatur hin zu einer reinen Schädigung der weichen Matrix bei hoher Temperatur beobachtet [42].

Das Lebensdauerverhalten unter isothermer und thermomechanischer Last von AlSi10Mg , AlSi12CuNiMg und AlSi6Cu4 wurde in einem weiteren FVV-Vorhaben betrachtet. Hier wurde beobachtet, dass die Lebensdauer der letzten beiden Legierungen mit

steigender Temperatur abnahm und die der ersten Legierung zwischen 250 und 350 °C zunahm. Außerdem wurde festgestellt, dass eine TMF-Last im Vergleich mit einer isothermen LCF-Last bei entsprechender Tempertur zu einer Reduktion der Lebensdauer führt. [43]

2.4.3 Thermomechanische Beanspruchung

Die Reduktion der Lebensdauer unter TMF-Last im Vergleich zu isothermen Lasten resultiert aus der Änderung der thermischen Randbedingungen zusätzlich neben der Änderung der mechanischen. Im Gegensatz zu isothermen LCF- oder HCF-Versuchen kommt hier die zyklische Änderung der Temperatur hinzu. Dabei sind die Dehnungen und Temperaturen entscheidend, die das Bauteil erfährt. Die messbare Totaldehnung ε_t setzt sich dabei aus der mechanischen ε^{me} und der thermischen Dehnung ε^{th} zusammen gemäß folgender Gleichung:

$$\varepsilon_t = \varepsilon^{me} + \varepsilon^{th}(T)$$

Im Falle des Zylinderkopfs tritt im versagenskritischen Ventilsteg eine out-of-phase (OP) TMF-Belastung auf. Dabei stellt sich der maximale Druck bei maximaler Temperatur und der maximale Zug bei minimaler Temperatur ein. Für in-phase (IP) TMF-Belastung ist der Zusammenhang genau umgekehrt. Auf Grund der Temperaturabhängigkeit der Streckgrenze ist das Verhältnis zwischen Druck und Zug nicht ausbalanciert. Dadurch, dass unter der Druckbelastung bei den hohen Temperaturen die Streckgrenze herabgesetzt wird, plastifiziert der Werkstoff stark, was dazu führt, dass die Mittelspannungen in den Zugbereich verschoben werden, da hier wegen der niedrigen Temperaturen die Streckgrenze höher ist [44].

Unterschiedliches Verhalten von verschiedenen Al-Gusslegierungen unter TMF-Bearspruchung wurde in zahlreichen Arbeiten beobachtet. So bewirken sowohl IP- als auch OP-TMF-Belastungen eine Entfestigung des Werkstoffs, meist auf Grund von Überalterung, wobei hier mit höheren Temperaturen und größeren plastischen Verformungen die Lebensdauererwartungen sinken [45, 46]. Die OP-TMF-Lebensdauer verkürzt sich unter HCF-Überlagerung, wobei bei kleinen HCF-Amplitutden die TMF-Schädigung bestimmend ist [47]. Generell verlängert sich die Lebensdauer unter TMF-Last mit kleinerem sekundärem Dendritenarmabstand (SDAS), also mit feinerer Gefügeverteilung [48–50]. Zusätzlich kann die Lebensdauer erhöht werden, indem der Grad der Dehnungsbehinderung verringert wird und anders herum [47, 51]. Bei übereutektischen AlSiMg-Legierungen ist die Überalterung der dominanteste Entfestigungsmechanismus, welcher bei isothermen LCF-Versuchen erst später einsetzt im Vergleich zu TMF-Versuchen [52].

Beim Dieselkolben tritt ebenfalls eine OP-TMF-Belastung auf, welche insbesondere am Muldenrand wirkt, der heißesten Stelle des Bauteils. Ein Nutzfahrzeug-Dieselmotor kann dort Temperaturdifferenzen von 130 bis 300 °C im Falle eines zwei Punktbetriebs von Schubtrieb und Vollast erfahren. Zyklische Temperaturschwankungen zwischen 247 und 285 °C sind während eines Arbeitsspiels über 720° Kurbelwinkel gemessen worden [53]. PKW-Dieselmotoren können auf Grund des stärker ausgeprägten Hinterschnitts am Muldenrand dort Temperaturen von bis zu 400 °C erfahren [54]. Beim Aufheizen erfährt der Muldenrand einen höheren Wärmeeintrag als die umgebenden Bereiche, wodurch dieser in seiner thermischen Ausdehnung behindert wird. Wie bereits oben erläutert, plastifiziert der Werkstoff am Muldenrand auf Grund der durch die hohe Temperatur reduzierten Fließgrenze, wodurch die sich einstellenden Druckspannungen abgebaut werden. Auf der anderen Seite schrumpft der Muldenrand beim Abkühlen am stärksten, was wieder durch die gleichen Bereiche behindert wird, die bereits beim Aufheizen die Ausdehnung behindert haben. Die durch Plastifizierung reduzierten Druckspannungen führen jetzt beim Abkühlen zu Zugspannungen, welche auch zu plastischen Verformungen führen können. Zusätzlich zu den unterschiedlich aufgeheizten Bereichen führen auch die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Legierungsbestandteile zu Spannungen. So werden zwischen den primären Si-Partikeln und der α -Al-MK-Matrix Spannungen induziert, welche zusammen mit den äußeren Lasten zur Ablösung der Partikel von der Matrix führen können, wodurch Mikrorisse entstehen, die unter Zugspannung weiter wachsen. [55]

2.5 Prüfstandsversuche für die Komponenten Zylinderkopf und Kolben

2.5.1 TMF-Prüfung von Zylinderköpfen

Motorische, den Brennraum bildende Komponenten werden bereits außermotorisch und separat geprüft, wobei in den meisten Fällen eine TMF- oder eine HCF-Belastung bei konstanter Temperatur aufgebracht wird.

Beispielsweise wird der gesamte Zylinderkopf als fertig entwickeltes Bauteil hinsichtlich seiner Lebensdauer mittels realitätsnaher TMF-Belastungen in einem Prüfaufbau in [56] getestet. Hier wird jedes Brennraumdach jeweils mit einem Gasbrenner zyklisch abwechselnd mit Heißgas und kalter Frischluft beansprucht. Der schematische Aufbau in Abbildung 2.7 zeigt, wie die Zylinderköpfe im Prototypenstadium vor der Serienproduktion über ein Kurbelgehäusedummy im Prüfaufbau montiert werden. Die Prüfung unter

möglichst realitätsnahen Bedingungen wird ermöglicht, indem Kühlmittel über den Kurbelgehäusedummy dem Zylinderkopf wie im Motorbetrieb zugeführt wird. Eine Überwachung und Regelung erfolgt über Thermoelemente und Drucksensoren im Kühlwasser, Heißgas und an Referenzstellen im Bauteil. Die Prüfung wird in regelmäßigen Abständen unterbrochen und der Prüfling um seine Längsachse um 90° gedreht, um so entweder dem Personal oder einer Kamera, welche automatisiert die entsprechenden Positionen anfährt, die Inspektion der Ventilstege auf Risse zu ermöglichen. Die Bestimmung des Anrisszeitpunkts erfolgt im Nachgang.

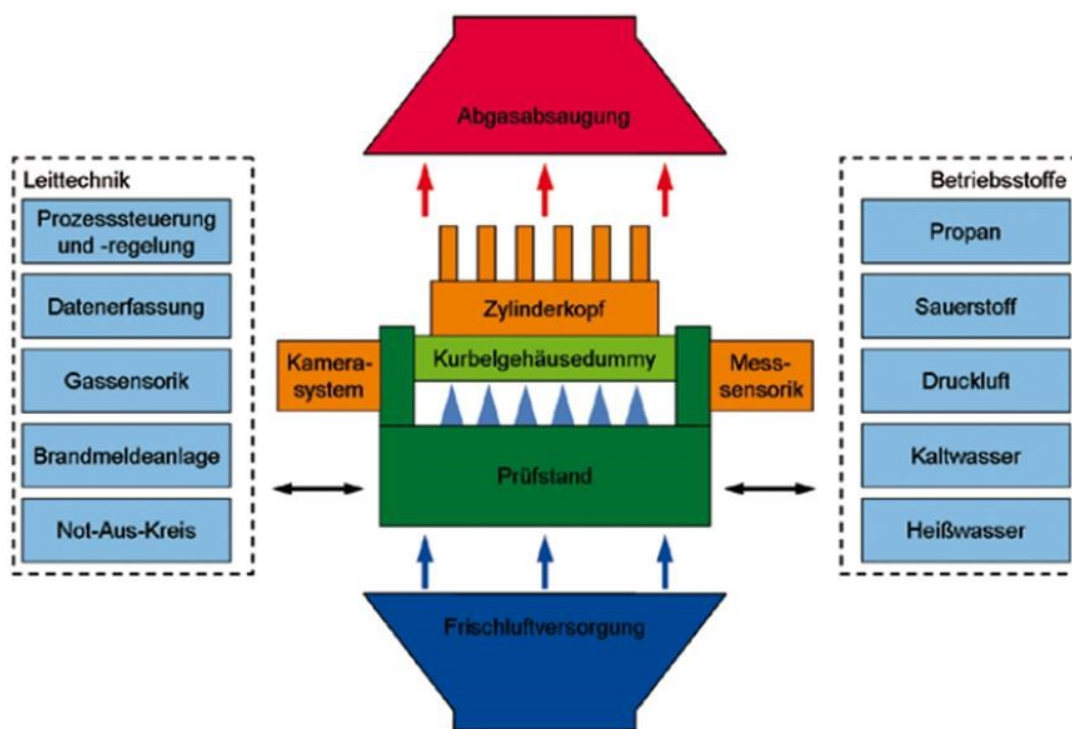


Abbildung 2.7: Konzept für die Zylinderkopfprüfung von IABG [57]

Mit diesem Prüfkonzept lassen sich keine Zünddrücke nachbilden, sodass lediglich thermische Belastungen und solche aufgebracht werden können, welche aus den Temperaturgradienten sowie der Behinderung der Ausdehnung durch bspw. die Zylinderkopfverschraubung entstehen.

Eine auf den Ventilisteg reduzierte Zylinderkopfprobe wird mit dem Versuchsaufbau von V. Hammerschmidt geprüft, wie er in Abbildung 2.8 dargestellt ist. Hier wird der Prüfling aus AlSi10 zyklisch induktiv erwärmt und über eine in die Probe integrierte vertikal verlaufende Kühlkanalbohrung mit Kühlwasser durchströmt sowie mittels einer Luftdüse in der Kaltphase abgekühlt. Dabei ist die Probe in eine servohydraulische Prüfmaschine

eingespannt, mit welcher die thermische Ausdehnung behindert wird. Die Überwachung und Regelung erfolgen hier über Thermolemente und ein Pyrometer. Die Dokumentation der Rissinitiierung und -ausbreitung erfolgt über Kameras während der Abkühlphase. [58]

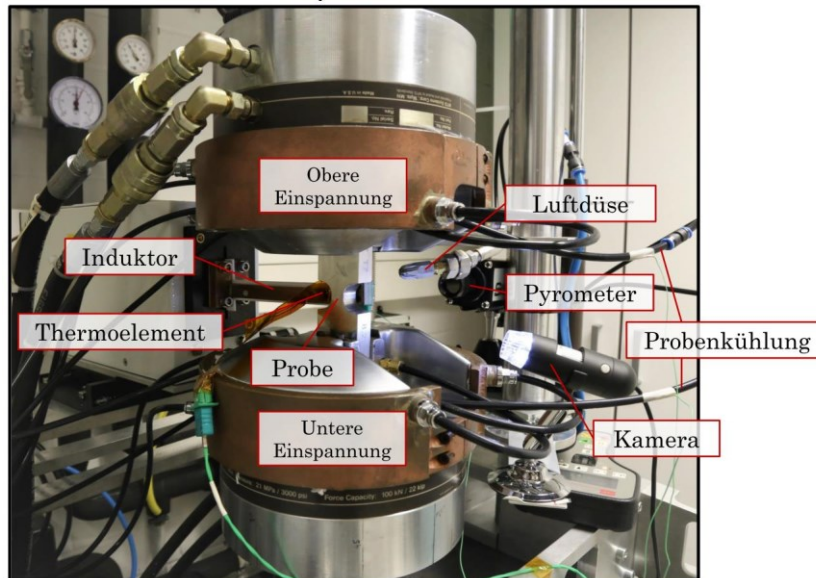


Abbildung 2.8: Prüfaufbau für eine stark reduzierte Zylinderkopprobe von V. Hammerschmidt [58]

Um der Kamera einen Blick auf den Ventilsteig für die Rissdokumentation zu ermöglichen muss die Spule wegbewegt werden. Aus diesem Grund ist dies nur in der Kaltphase möglich, wodurch Effekte wie bspw. Rissöffnen und -schließen nicht beobachtet werden können. Im Rahmen von [58] fand außerdem keine Überlagerung mit einer HCF-Last statt und keine frakto- oder metallographische Untersuchung der Proben nach der Prüfung.

2.5.2 TMF-Prüfung von Kolben

Die Lebensdauer unter TMF-Belastung von Kolben als gesamte Komponente wird üblicherweise geprüft, indem diese zyklisch mit einer Brennerflamme erhitzt und mit Kaltwasser oder Druckluft abgekühlt werden. [17]

Zur Untersuchung der Rissneigung von unterschiedlichen Leichtmetall-Kolben-Legierungen durch thermische Wechselbeanspruchung verwendet Röhrle einen Prüfstand, mit welchem er dem Kolbenboden nachempfundene Proben, deren Geometrie in Abbildung 2.9 zu sehen ist, zyklisch induktiv erhitzt und anschließend mit Druckluft abkühlt. Die

Kolbenprobe wird dafür lediglich in einen speziell mit Spiel gefertigten Probenhalter eingelegt, sodass die thermische Ausdehnung nicht behindert wird. Die Erkenntnis aus den durchgeführten Versuchen ist, dass die isotherm bestimmte Bruchdehnung der jeweiligen Werkstoffe einen guten Hinweis für deren Rissanfälligkeit bei thermischer Wechselbeanspruchung liefert. [21]

Mit diesem Prüfstand kann allerdings keine HCF-Lasten überlagert werden und der Versuch muss in regelmäßigen Abständen, für deren Größe Röhre 250 TMF-Zyklen wählt, pausiert und die Probe demontiert werden um diese auf Schädigung zu untersuchen.

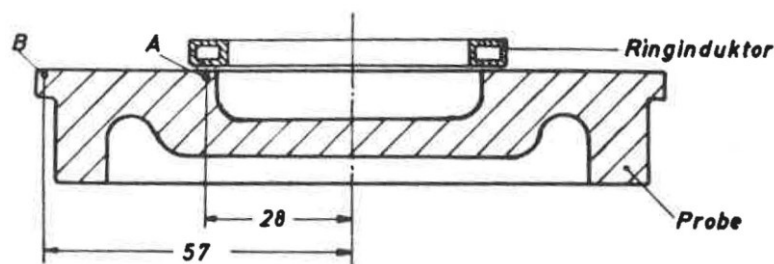


Abbildung 2.9: Kolbenboden nachempfundene Probengeometrie [21]

Eine noch stärker vereinfachte Probengeometrie wird für Ermüdungsuntersuchungen am Muldenrand unter verschiedenen Prüfbedingungen für unterschiedliche Legierungs- sowie prozessbedingte Materialvariationen in [59] verwendet. So wird hier vom Kolbenboden lediglich eine 5 mm starke Scheibe abgetrennt und segmentiert. Diese Segmente, die den Muldenrand enthalten, werden an den jeweiligen Enden in einem Hochfrequenzpulsator (HFP) drehbar gelagert montiert und mit einem homogenisierten Infrarotlaser lokal zyklisch erhitzt, während der HFP eine HCF-Last in Form einer Biegebeanspruchung aufprägt. Eine Kühlung ist mittels Druckluft vorgesehen. Die sich dadurch einstellende Temperaturverteilung in der Probe kann in Abbildung 2.10 betrachtet werden.

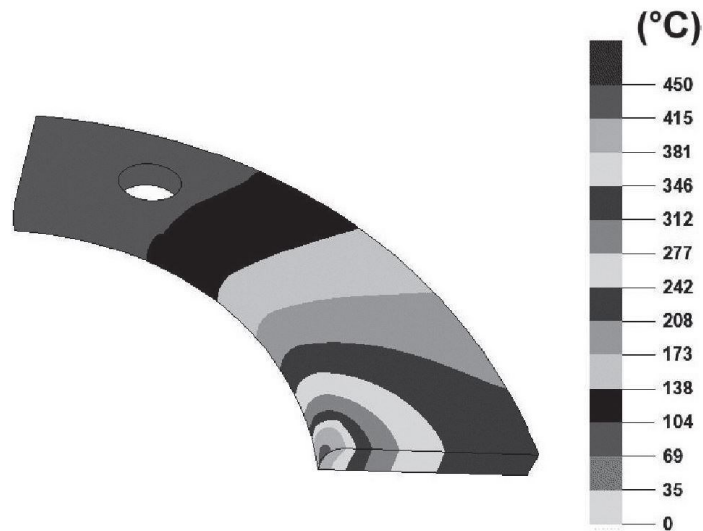


Abbildung 2.10: Temperaturverteilung in der segmentierten Scheibe vom Kolbenboden [59]

Da das Erhitzen der Probengeometrie mit einem Laser erfolgt, kann der versagenskritische Bereich hier nur während der Kaltphase betrachtet werden. Dadurch können Effekte wie bspw. Rissöffnen und -schließen, welche durch die TMF-Last hervorgerufen werden, nicht beobachtet werden.

Schmid hat einen Prüfstand entwickelt, welcher in Abbildung 2.11 zu sehen ist und auf welchem der Kolben induktiv zyklisch erhitzt wird. Gekühlt wird der Prüfling zum einen über einen Zylinderlinerdummy, der mit Kühlwasser durchströmt wird, sowie über das Einspritzen von Öl in den Ringkühlkanal. Die Anrisserkennung erfolgt hier thermographisch mittels zweier Pyrometer. Dabei wurde ausgenutzt, dass am Ort des Anrisses durch eine lokale Verdichtung der Feldlinien beim induktiven Erhitzen, dort eine schnellere Erwärmung stattfindet. Somit ist die gemessene Temperaturdifferenz zwischen dem Pyrometer an der Anrissstelle und dem Referenzpyrometer ein Indiz für den Anriss. Ab einer gewissen Temperaturdifferenz wurden die Versuche abgebrochen und es erfolgte eine Risskontrolle mittels Farbeindringverfahren. [19]

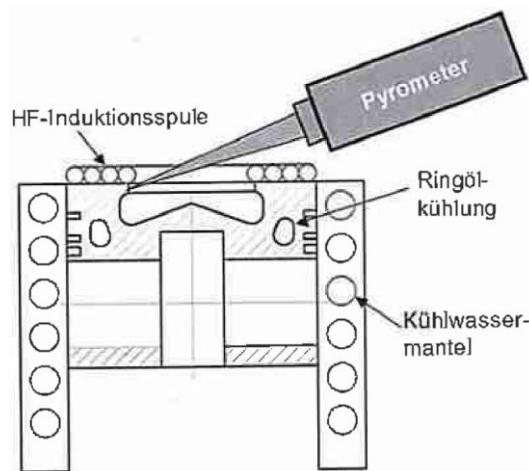


Abbildung 2.11: Schematischer Aufbau des Kolbenprüfstands von Schmidt [19]

Auch bei diesem Aufbau ist keine Überlagerung mit einer HCF-Last möglich, um die hochzyklische Belastung durch die Gaskräfte nachzubilden. Durch eine thermographische Anrissprüfung können hier außerdem nicht das Risswachstum oder Effekte wie bspw. Rissöffnen und -schließen beobachtet werden.

2.6 Materialmodell für Wechselverformungsverhalten

Das Werkstoffverhalten der untersuchten bauteilnahen Proben soll möglichst realitätsnah beschrieben werden, wofür hier eine transiente viskoplastische finite Elemente (FE)-Rechnung verwendet wird.

Bei einem viskoplastischen Materialmodell findet die Belastungsgeschwindigkeit Berücksichtigung. Dabei ist der Einfluss der Dehnrates auf mechanische Kennwerte wie bspw. die Festigkeit, Fließspannung oder Verformbarkeit stark von der Legierung und dem Werkstoffzustand abhängig [28]. Des Weiteren kann hier eine isotrope Verfestigung abgebildet werden, welche das Werkstoffverhalten gut unter monotonen Belastungen beschreibt und welche gekennzeichnet ist durch eine gleichmäßige Aufweitung der ursprünglichen Fließfläche [60, 61].

Für Prozesse mit zyklischer Plastizität wird jedoch ein Modell benötigt, welches eine kombinierte isotrope-kinematische Verfestigung abbilden kann, da die kinematische Verfestigung mehr oder weniger bei allen duktilen metallischen Materialien auftritt [62, 63].

Das zeit- und temperaturabhängige Plastizitätsmodell von Chaboche enthält diese kombinierte Verfestigung und ermöglicht somit das TMF-Werkstoffverhalten von Al-Legierungen gut zu beschreiben [64, 65]. Hier findet Spannungsrelaxation, Kriechen, Dehnratenabhängigkeit, zyklische Verfestigung und mögliche statische Erholung der Verfestigung bei hohen Temperaturen Berücksichtigung [66–68]. Neben der isotropen Verfestigung fließt hier auch die kinematische Verfestigung mit ein. Diese beschreibt den Bauschinger Effekt, der das Phänomen vom Auftreten niedrigerer Fließspannungen bei Lastumkehr erklärt [69, 70]. Dies ist mit einer der Gründe, warum das Chaboche-Modell so viel Anwendung in den meisten Programmen für nichtlineare FEM-Simulation findet [71].

Das zugehörige rheologische Modell ist in Abbildung 2.12 dargestellt und setzt sich aus zwei Federn, zwei Dämpfern und einem Reibelement zusammen. Eine der beiden Federn ist in Reihe mit einem der beiden Dämpfer geschaltet und zusammen sind sie parallel mit dem Reibelement und dem anderen Dämpfer geschaltet. Dieser Block ist wiederum in Reihe mit der anderen Feder geschaltet.

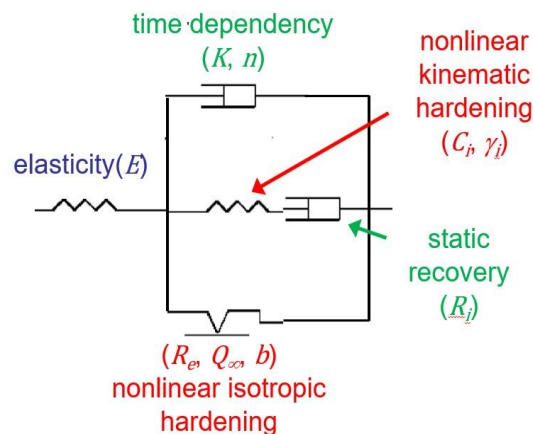


Abbildung 2.12: Rheologische Darstellung des Chaboche-Modells [72]

Mit der ersten Feder wird nach dem Hook'schen Gesetz das elastische Werkstoffverhalten mit E-Modul und Querkontraktionszahl modelliert. Mit dem darauffolgenden Parallelschaltungsblock wird das plastische Werkstoffverhalten beschrieben, welches einsetzt, sobald die Dehngrenze überschritten ist. Dabei wird das dehnratenabhängige Werkstoffverhalten mit dem nicht-linearen Dämpfer mit den Werkstoffeigenschaften K und n abgebildet und bewirkt einen höheren Verformungswiderstand mit steigender Belastungsgeschwindigkeit. Mit der parallelgeschalteten Feder mit dem Verfestigungsmodul C , der Aufklingkonstante γ und dem Dämpfer mit der statischen Erholung R wird

die nichtlineare kinematische Verfestigung dargestellt. Das Reibelement dient zur Modellierung der isotropen Verfestigung mit der Reibspannung R_p , welche mit der Streckgrenze R_e , der maximal erreichbaren isotropen Verfestigung Q_∞ und der isotropen Verfestigungsrate b berechnet wird. [72]

Für eine weiterführende detailliertere Beschreibung des Modells sei an dieser Stelle auf [66–68] verwiesen.

2.7 Physikalisch basiertes Lebensdauermodell

Die Basisannahme für das hier verwendete am Fraunhofer IWM entwickelte Lebensdauermodell ist, dass das Risswachstumsinkrement pro Zyklus da/dN mit der zyklischen Rissspitzenöffnung $\Delta CTOD$ gemäß folgender Gleichung korreliert:

$$\frac{da}{dN} = \beta \Delta CTOD^B$$

Hier sind β und B Materialkonstanten, welche aus Ermüdungsversuchen bestimmt werden. Mit der Rissspitzenöffnung $\Delta CTOD$ wird der Zustand der Rissspitze charakterisiert und beschreibt den dortigen Deformationszustand [73]. Sie berechnet sich mit dem HRR-Vorfaktor d'_n , der eine vom Verfestigungsverhalten des Werkstoffs abhängige Funktion ist und für den ebenen Spannungszustand nach [74] bestimmt werden kann, dem J-Integral, welches als “elastisch-plastischer Spannungsintensitätsfaktor” angesehen werden kann [75], und der monotonen Fließgrenze bei 0,2 % plastischer Dehnung σ_Y .

Unter LCF- oder TMF-Beanspruchung mit hohen Dehnungsamplituden hat die Rissinitiationsphase im Vergleich zum Kurzrischwachstum keinen nennenswerten Einfluss [76, 77, 65, 78] auf die Anrisslastspiel N_A bis zur Entstehung eines technischen Anrisses, unter welchem oftmals ein Riss mit ca. 1 mm Risslänge verstanden wird [74]. Aus dimensionsgründen muss $\Delta CTOD$ für kurze Risse (d.h. Risse die nicht durch die Abmessungen des Bauteils beeinflusst werden) proportional zur Risslänge sein, weshalb das Risswachstumsinkrement auch in Abhängigkeit von der Risslänge a und dem allgemeinen Schädigungsparameter D_{Dam} ausgedrückt werden kann [74]:

$$\frac{da}{dN} = \beta (D_{Dam} a)^B$$

Die Anrisslastspielzahl N_A wird dann durch Integration von der Anfangsrisslänge a_0 bis zur Endrisslänge a_f berechnet. Dabei wird der Schädigungsparameter D_{Dam} meist aus einer stabilisierten Hysterese bei halber Lebensdauer bestimmt.

Zur Anpassung bezüglich des Kurzriszwachstums wird das Lebensdauermodell nach [79] erweitert. Dabei wird das Risswachstum bei sehr kurzen Rissen beschleunigt, indem die Anfangsrisslänge künstlich vergrößert wird durch das Hinzudaddieren der mikrostrukturellen Größe l_0 zur Anfangsrisslänge. Sobald die Risslänge sehr viel größer ist als l_0 wird die Risswachstumsrate nicht mehr vergrößert.

Für ausführlichere Erläuterungen zur elastisch-plastischen Bruchmechanik sowie Risswachstum sei auf [73] verwiesen. Die Formulierung der hier verwendeten Schädigungsparameter wird in Kp. 4.1 vorgestellt.

3 Werkstoffuntersuchung von AlSi7 und AlSi12

In dieser Arbeit werden die Aluminiumgusslegierungen AlSi7MgCu0.5 und AlSi12CuNiMg betrachtet. Die AlSi7-Legierung findet Anwendung in Zylinderköpfen von Dieselmotoren und die AlSi12-Legierung wird für Dieselmotoren eingesetzt. Die folgenden in diesem Kapitel vorgestellten Untersuchungen wurden am Fraunhofer IWM durchgeführt. Schwerpunkt soll hier das versuchstechnische Vorgehen zur Bestimmung der für das eindimensionale Lebensdauermodell benötigten Parameter sein, weshalb die jeweiligen Ergebnisse zu den vorgestellten Versuchen im Anhang zu finden sind. Zur Bestimmung dieser Parameter sind neben der thermophysikalischen Analyse auch die Basischarakterisierung, unter anderem mit TMF- und CLCF-Versuchen (Complex Low-Cycle-Fatigue) nach [80] sowie Versuche zum Schädigungsverhalten mit überlagerter HCF-Belastung und Risswachstumsmessungen nötig.

3.1 Thermophysikalische Analyse

Die temperaturabhängigen Wärmekapazitäten c_p wurden mit einem Kalorimeter an jeweils zwei zylindrischen Proben gemessen für die AlSi7-Legierung zwischen 30 und 280 °C und für die AlSi12-Legierung zwischen 30 und 420 °C. Die Messergebnisse werden gemittelt, teilweise extrapoliert und können aus Abbildung 13.1 im Anhang entnommen werden.

Die Bestimmung des temperaturabhängigen thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{th} erfolgte über die thermische Ausdehnung, welche für beide Legierungen anhand von jeweils zwei Proben mit einem thermomechanischen Analysator gemessen wurde über jeweils dieselben Temperaturbereiche wie schon zur Bestimmung der Wärmekapazität. Die jeweiligen Verläufe der gemittelten Messwerte von α_{th} über die Temperatur sind dem Anhang aus Abbildung 13.2 zu entnehmen.

Eine Präzisionswaage zusammen mit einer Mikrometerschraube wurde verwendet um die Dichte ρ der beiden Werkstoffe bei Raumtemperatur zu bestimmen. Mit Hilfe der für die Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten vermessenen thermischen Ausdehnungen wurden anschließend die temperaturabhängigen Dichten der zwei Legierungen berechnet und die Ergebnisse gemittelt und können Abbildung 13.3 im Anhang entnommen werden.

Die Berechnung der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit λ erfolgte über das Produkt aus Dichte, Wärmekapazität und Temperaturleitfähigkeit, welche mit einem Laser-Flash-Analyser an zylindrischen Proben in den bereits oben erwähnten Temperaturbereichen gemessen wurde. Die so für das Modell bestimmten Werte können Abbildung 13.4 im Anhang entnommen werden.

3.2 Basischarakterisierung

Die Versuche im Rahmen der Basischarakterisierung dienen der Anpassung des in Kp. 2.6 vorgestellten viskoplastischen Verformungsmodells. Dabei wurden die dehnungsgeregelten Zugversuche sowie die CLCF-Versuche bei jeweils 5 Temperaturen durchgeführt und genutzt um konkret die Parameter des Modells anzupassen, wobei die TMF-Versuche dazu dienen, das angepasste Verformungsmodell zu validieren.

Die quasistatischen Zugversuche wurden mit der AlSi7-Legierung bei Raumtemperatur (RT = 20 °C), 150 °C, 200 °C, 250 °C und 280 °C durchgeführt und mit der AlSi12-Legierung bei RT, 150 °C, 250 °C, 350 °C und 420 °C. Bei einer konstanten Dehnrates wurden so die jeweiligen Fließgrenzen $R_{p0,2}$, Zugfestigkeiten R_m und Bruchdehnungen A_5 bestimmt. Die Ergebnisse sind im Anhang in Abbildung 13.5 dargestellt.

Die niederzyklischen dehnungskontrollierten CLCF-Versuche wurden alle isotherm bei denselben Temperaturen wie bei den Zugversuchen mit einem Dehnungsverhältnis von $R_\epsilon = -1$ durchgeführt. Dabei wurden bei jeder Temperatur 3 unterschiedliche mechanische Lasten aufgebracht, sodass ca. je 10^3 , 10^4 und 10^5 Zyklen bis zum Versagen erreicht wurden. So wurden für die AlSi7-Legierung die mechanischen Dehnamplituden $\epsilon_a^{mech} = 0,15\%$, $0,3\%$ und $0,6\%$ sowie für die AlSi12-Legierung $\epsilon_a^{mech} = 0,15\%$, $0,2\%$ und $0,4\%$ gewählt. Hier wurde einem LCF-Versuch ein Vorprogramm vorgeschaltet, das drei verschiedene Dehnrates, zwei Haltezeiten im Zug und einen Incremental-Step-Anteil enthält, bei dem die Dehnung schrittweise aus dem Druckbereich heraus erhöht wurde. So können die Dehnratesabhängigkeit, die Spannungsrelaxation und die zyklische Ver- bzw. Entfestigung bestimmt werden. Im Anhang in Abbildung 13.6 können die so bestimmten Spannungsverläufe betrachtet werden sowie die Ergebnisse in Tabelle 13.1 und Tabelle 13.2.

Die anisothermen TMF-Versuche wurden als OP-Versuche mit drei unterschiedlichen mechanischen Lasten mit und ohne Haltezeiten bei maximaler Temperatur durchgeführt. Dabei zyklerten die Temperaturen für die AlSi7-Legierung zwischen 50 °C und 280 °C sowie für die AlSi12-Legierung zwischen 150 °C und 420 °C. Die mechanischen

Lasten wurden als Behinderung der thermischen Ausdehnung so gewählt, dass sich dieselben totalen Dehnamplituden wie bei den CLCF-Versuchen einstellten. Bei den Versuchen zeigte sich, dass die Haltezeit keinen Einfluss auf die Lebensdauer hat und die TMF-Versuche kürzer halten als die vergleichbaren CLCF-Versuche. Die Ergebnisse der TMF-Versuche sind in Tabelle 13.3 und Tabelle 13.4 abgebildet.

3.3 Versuche zur Schädigungsmodellierung

Die mit einer HCF-Belastung überlagerten LCF- und TMF-Versuche dienen der Ermittlung des Einflusses der HCF-Amplitude auf die Lebensdauer der jeweiligen Aluminiumlegierung.

So wurden die LCF/HCF-Versuche bei drei unterschiedlichen Temperaturen, welche bei der AlSi7-Legierung 20 °C, 200 °C und 280 °C sowie bei der AlSi12-Legierung 25 °C, 250 °C und 420 °C betragen und mit drei unterschiedlichen HCF-Lasten durchgeführt, welche den in einschlägiger Literatur üblichen Lasten von $\varepsilon_a^{HCF} = 0,025 \%$, $0,05 \%$ und $0,075 \%$ entsprechen. Dabei wurde bei allen Versuchen auf die gleiche totale umhüllende Dehnamplitude geregelt, was bedeutet, dass bei höherer HCF-Amplitude eine geringere LCF-Amplitude eingestellt wurde. Die entsprechenden LCF-Belastungen wurden hier so gewählt, dass die jeweiligen Lasteinflüsse ungefähr gleichermaßen zum Tragen kommen, wodurch bei der AlSi7-Legierung auf eine totale Dehnamplitude von $\varepsilon_a^{tot} = 0,45 \%$ und bei der AlSi12-Legierung auf $\varepsilon_a^{tot} = 0,25 \%$ geregelt wurde. Es konnte bei beiden Legierungen beobachtet werden, dass erst ab einer HCF-Amplitude von $\varepsilon_a^{HCF} = 0,05 \%$ eine überlagerte HCF-Last zur Schädigung beiträgt. Für die AlSi7-Legierung konnte außerdem kein signifikanter Einfluss der Temperatur auf die Lebensdauer beobachtet werden. Hingegen konnte bei der AlSi12-Legierung bei 250 °C die größte Versagenslastspielzahl beobachtet werden, bei höchster HCF-Amplitude hielten jedoch die Versuche bei RT immer noch länger als die bei maximaler Temperatur. Die Ergebnisse dieser Versuche können im Anhang in Tabelle 13.5 und Tabelle 13.6 eingesehen werden.

Die TMF/HCF-Versuche wurden mit und ohne Haltezeiten auch so durchgeführt, dass die Proben bei allen Versuchen die gleichen totalen Dehnamplituden wie bei den LCF/HCF-Versuchen erfuhren. Die überlagerten HCF-Amplituden waren ebenfalls dieselben wie bei den LCF/HCF-Versuchen. Wie schon bei den anderen Versuchen wurde auch hier wieder beobachtet, dass die überlagerte HCF-Belastung erst ab einer Dehnamplitude von $\varepsilon_a^{HCF} = 0,05 \%$ einen Einfluss auf die Schädigung hat, wobei der HCF-Einfluss auf die Schädigung bei der AlSi12-Legierung sehr viel größer ist als bei der AlSi7-Legierung. Im Gegensatz zu den TMF-Versuchen kann hier beobachtet werden, dass sich die

Haltezeit bei den TMF/HCF-Versuchen durchaus auf die Lebensdauer auswirkt. Da während der Haltezeit zusätzliche HCF-Zyklen aufgebracht werden ist der schädigende HCF-Beitrag größer und die Versuche halten weniger lange. In Tabelle 13.7 und Tabelle 13.8 im Anhang sind die Ergebnisse der Versuche einzusehen.

3.4 Risswachstumsversuche

Da das Lebensdauermodell auch Risswachstumsparameter enthält, mussten entsprechende Versuche in Form von Kurz- und Langrisswachstumsversuchen durchgeführt werden, um diese zu bestimmen.

Für die Ableitung der Werkstoffkennwerte für das Risswachstum bei den Kurzrischwachstumsversuchen wurde die Replika-Technik verwendet. Dabei wird in regelmäßigen Abständen eine Acetatfolie zur Abnahme des Replika-Abdrucks im Messbereich aufgelegt und so ein Negativabdruck der Probenoberfläche aufgenommen, anhand dessen dann die entsprechende Risslänge unter einem Lichtmikroskop bestimmt wird. Die Versuche wurden als ein LCF-Versuch und drei LCF/HCF-Versuche durchgeführt mit denselben Randbedingungen wie die entsprechenden Versuche zur Untersuchung des HCF-Einflusses bei RT. Die Versuchsergebnisse können in Abbildung 13.7 im Anhang betrachtet werden.

Zur Validierung der mittels der Kurzrischwachstumsversuche bestimmten Risswachstumsparameter wurden spannungs- und dehnungskontrollierte Langrisswachstumsversuche mit Risslängen $a > 1$ mm bei jeweils drei unterschiedlichen Temperaturen durchgeführt. Für die Versuche wurden Corner-Crack-Proben, welche einen quadratischen Querschnitt mit einer Startkerbe besitzen, und für die Risswachstumsmessung eine Wechselstrompotenzialsonde verwendet. Mit der Sonde wurde der Potenzialabfall über den Riss gemessen, welcher linear zur Risslänge ist. Bei den Versuchen konnte ein schnelleres Risswachstum bei höheren Temperaturen beobachtet werden. Die Ergebnisse der dehnungsgeregelten Versuche sind in Abbildung 13.8 im Anhang dargestellt.

Eine ausführlichere Beschreibung der hier im gesamten Kapitel 3 vorgestellten Versuche inklusive Dokumentation aller zugehörigen Versuchsergebnisse sowie die Bestimmung der Parameter für das Lebensdauermodell können [81] entnommen werden.

4 Lebensdauerberechnung

Die Entwicklung der Berechnungsmethodik, welche im Rahmen dieser Arbeit für die Bestimmung der Lebensdauer der Zylinderkopf- und Kolbenproben auf dem Prüfstand verwendet wurde, erfolgte an der Hochschule Offenburg. Dort wurde auch das eindimensionale Lebensdauermodell, das am Fraunhofer IWM entwickelt wurde, zu einem mehrdimensionalen umformuliert, um eine Anwendung an Bauteilen unter dreidimensionaler Belastung zu ermöglichen. Dieses Lebensdauermodell sowie die Berechnungsmethodik werden im Folgenden vorgestellt.

4.1 Schädigungsparameter

4.1.1 TMF-Schädigungsparameter

Das hier verwendete Lebensdauermodell für die überlagerte TMF/HCF-Belastung ist ein physikalisch basiertes Modell mit den in Kp. 2.7 erläuterten Annahmen und basiert auf dem Modell aus [78] und [74] mit den Basisgleichungen aus [78] und [82] zusammen mit Anpassungen, welche eine Berücksichtigung von HCF-Zyklen in Abhängigkeit der Rissöffnung vorsehen und in [81] näher erläutert sind. Dabei resultieren die überlagerten Belastungen in einem Risswachstum pro Zyklusblock (TMF-Zyklus mit überlagerten HCF-Zyklen) mit einem TMF- und einem HCF-Anteil gemäß folgender Gleichung:

$$\left. \frac{da}{dN} \right|_{block} = \left. \frac{da}{dN} \right|_{TMF} + \sum_{block} \left. \frac{da}{dN} \right|_{HCF}$$

Maßgeblich für die anteiligen Risswachstumsraten sind dort die jeweiligen Schädigungsparameter. In den TMF-Anteil des Risswachstums pro Zyklusblock fließt der Schädigungsparameter D_{TMF} gemäß folgender Gleichung ein:

$$\left. \frac{da}{dN} \right|_{TMF} = \beta (d_{n'} D_{TMF} (a + l_0))^B$$

Dabei erfolgt die Formulierung des TMF-Schädigungsparameters mit den bruchmechanischen Lösungen für mehrachsige aber proportionale Belastungen aus [83]:

$$D_{TMF} = \left(1,45 \frac{\Delta\sigma_{I,eff,tot}^2}{E} + 2,4 \frac{\Delta\sigma_{I,tot}^2 \Delta\varepsilon_{eq,tot}^{pl}}{\Delta\sigma_{eq,tot} \sqrt{1 + 3n'}} \right) \sigma_{CY}^q F$$

Hier sind die Spannungsschwingbreiten der umhüllenden TMF-Last in den Zählern des ersten und zweiten Teils des Terms bezogen auf die kritische Schnittebene, welche anhand der Hauptspannungsschwingbreite definiert ist und auf die später in diesem Kapitel noch eingegangen wird. Im ersten Term in der Klammer, dem elastischen Teil, findet mit der effektiven Spannungsschwingbreite der Effekt des Riss-schließens Berücksichtigung. Dieser bewirkt, dass sich die Rissflanken bereits schließen, bevor der untere Umkehrpunkt in der Entlastungsphase erreicht wird, und sich auch erst wieder ab einer bestimmten Spannung in der darauffolgenden Belastungsphase öffnen. Dies wird dadurch erklärt, dass bei fortschreitenden Rissen die treibende Kraft an der Riss-spitze zurück geht auf Grund von verbleibenden plastischen Verformungen an den Rissflanken [84]. Die Bewertung dieses Effekts für die beiden untersuchten Legierungen erfolgt mit der Rissöffnungsgleichung von Newman aus [85] und den bereits vorgestellten Risswachstumsversuchen in [81]. Zusätzlich fließen die Mises-Vergleichswerte der plastischen Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_{eq,tot}^{pl}$ und der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{eq,tot}$ mit ein. Die temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte E-Modul E , zyklischer Verfestigungsexponent n' und die zyklische Fließgrenze σ_{CY} werden über den Belastungsast des TMF-Zyklus gemittelt. Der werkstoffabhängige Brittle-Exponent q zur Bewertung von Materialien mit spröden Teilchen wird aus Versuchen bestimmt und berücksichtigt den plötzlichen Rissfortschritt bei Brechen dieser Teilchen. Mit der zeit-, spannungs- und temperaturabhängigen F-Funktion werden Verformungen der Riss-spitze mittels einer Integration über einen Be- oder Entlastungsast eines TMF-Zyklus berücksichtigt [74]. Für die Bestimmung des Schädigungsparameters D_{TMF} für die Auswertung eines gesamten Zyklus wird der Mittelwert der beiden jeweiligen Parameter aus der separaten Betrachtung von Be- und Entlastung verwendet.

Die jeweiligen Zeitpunkte für den Beginn eines Be- und eines Entlastungsasts können auf zwei unterschiedliche Arten definiert werden:

- Entweder werden diese global für das gesamte Bauteil vom Anwender vorgegeben, wobei der Belastungsast der Aufheiz- und der Entlastungsast der Abkühlphase entspricht, so wie es bereits in früheren Arbeiten in der Materialroutine "ThoMat" implementiert wurde [77, 86]
- oder die Zeitpunkte werden automatisiert so gefunden, dass die maximale Schädigung im Zyklus auftritt und gleichzeitig die Zyklendauer beibehalten wird. Da die Umkehrpunkte der Belastung bezüglich der mechanischen Dehnung abhängig vom Ort sehr unterschiedlich sein können, kann so der Belastungsast individuell lokal, abhängig von der dortigen Spannungs-Dehnungs-Temperaturgeschichte definiert werden. Diese Implementierung wird im Folgenden „PPmax“ genannt.

Ebenso werden hier zwei unterschiedliche Definitionen der kritischen Schnittebene für die Spannungsschwingbreiten verwendet:

- Entweder werden bei ThoMat für die Definition der Schnittebene für den gesamten jeweiligen Ast die Hauptachsen desjenigen Spannungstensors verwendet, der zu Beginn des Be- bzw. Entlastungsasts berechnet wurde,
- oder es wird bei PPmax die betragsmäßig größte Hauptspannungsschwingbreite aus den Spannungstensoren zu allen Zeitpunkten der FE-Rechnung für die Definition herangezogen.

Da sich die kritischen Schnittebenen für Be- und Entlastung im Zyklus unterscheiden, wird der aus beiden Richtungen resultierende Vektor für den gesamten Zyklus verwendet.

Für die beiden unterschiedlichen Definitionen der Zeitpunkte von Beginn des Be- und Entlastungsasts sowie für die der unterschiedlichen kritischen Schnittebenen können ausführlichere Erläuterungen in [81] nachgelesen werden.

4.1.2 HCF-Schädigungsparameter

Der HCF-Anteil des Risswachstums pro Zyklusblock wird gemäß folgender Gleichung berechnet:

$$\sum_{block} \left. \frac{da}{dN} \right|_{HCF} = \sum_i \beta (d_n' D_{HCF})^B f_{HCF} \Delta t_i (a + l_0)^B \langle G \rangle$$

Hier ist das Nachrechnen von jedem einzelnen HCF-Zyklus nicht zielführend auf Grund von dadurch entstehenden sehr langen Rechenzeiten, weshalb die Schädigungssumme durch HCF nur einmal als HCF-Block berechnet wird. Dabei fließt über das Produkt der HCF-Frequenz f_{HCF} und des Zeitinkrements Δt_i , in dem die HCF-Belastung wirkt, die Anzahl der HCF-Zyklen ein. Mit der G-Funktion in Föppel-Klammern, welche von dem effektivem Schwellenwert für Risswachstum $\Delta K_{th,eff}$, der Spannungsintensität durch HCF $\Delta K_{eff,HCF}$ und dem Exponenten p' abhängig ist, wird der Beobachtung im Versuch Rechnung getragen, dass die HCF-Überlagerung erst ab einer gewissen Risslänge das Risswachstum beschleunigt:

$$G = 1 - \left(\frac{\Delta K_{th,eff}}{\Delta K_{eff,HCF}} \right)^{p'}$$

Durch die Annahme, dass die der TMF- überlagerte HCF-Belastung nur zu elastischen und nicht zu plastischen Entlastungen führt, kann der HCF-Schädigungsparameter D_{HCF}

durch den HCF-Spannungsschwingbreitentensor gemäß folgender Gleichung beschrieben werden:

$$D_{HCF} = 1,45 \frac{\Delta\sigma_{n,HCF}^2}{E} \sigma_{CY}^q$$

Hier wird außerdem angenommen, dass nur der Teil des HCF-Spannungsschwingbreitentensors zum Risswachstum beiträgt, der den TMF-Riss öffnet. Deshalb fließt nur der auf den Normalenvektor der kritischen Schnittebene projizierte Anteil $\Delta\sigma_{n,HCF}$ des Tensors in die Schädigung mit ein. Ebenso sind die minimale HCF-Rissöffnungsspannung und maximale -dehnung auf die kritische Schnittebene bezogen. [81]

4.2 Detailliertes Berechnungskonzept

Für eine möglichst detaillierte und realistische Beschreibung des Werkstoffverhaltens erfolgt beim detaillierten Berechnungskonzept zu Anfang eine transiente viskoplastische FE-Rechnung der thermomechanischen Belastung unter Verwendung des in Kp. 2.6 vorgestellten Materialmodells. Dabei wird das zeit- und temperaturabhängige Plastizitätsmodell als benutzerdefinierte Materialroutine eingebunden. Die im Modell verwendeten Werkstoffkennwerte werden mittels der in Kp. 3.1 und 3.2 beschriebenen Versuche bestimmt. Die Lebensdauerbewertung anhand des vorgestellten bruchmechanischen Lebensdauermodells in mehrachsiger Formulierung erfolgt als Postprocessing-Schritt mit den in Kp. 4.1 erläuterten Schädigungsparametern, deren Werte mit den Ergebnissen aus den Versuchen aus Kp. 3.3 und 3.4 ermittelt wurden. Dadurch ist sie von der FE-Rechnung entkoppelt und kann auch auf andersartige FE-Rechnungen aufbauen. Für die Lebensdauerbewertung wird die Annahme getroffen, dass einzig die Spannungs-Dehnungs-Temperaturgeschichte die Lebensdauer an dem jeweiligen Punkt im Bauteil bestimmt. [81, 87]

Für eine ausführlichere Erläuterung des detaillierten Berechnungskonzepts sei an dieser Stelle auf [81] verwiesen.

4.3 Effizientes Berechnungskonzept

Das übergeordnete Ziel des effizienten Berechnungskonzepts ist die Reduzierung des Rechenaufwands. Dies soll mittels einer näherungsweise Beschreibung des Werkstoffverhaltens erreicht werden. Hier wird zuerst eine linear-elastische FE-Rechnung

durchgeführt, welche einen sehr viel geringeren Aufwand als eine viskoplastische Rechnung mit sich bringt. Die Ergebnisse dieser linear-elastischen Rechnung werden wiederum verwendet um mittels einer inkrementellen Neuber-Korrektur in Kombination mit dem in Kp. 2.6 vorgestellten Plastizitätsmodell die plastischen Dehnungen abzuschätzen. Dabei gilt die Annahme für Neuber, dass lokale plastische Dehnungen durch elastische Fernfelder um diesen Bereich bestimmt werden, ähnlich wie bei Kerben. Dieses Phänomen wird auch bei thermomechanischer Beanspruchung beobachtet. Mit der Neuber-Korrektur wird gefordert, dass die Dehnungsenergieichte des Ergebnisses einer linear-elastischen Rechnung mit der einer plastischen Rechnung übereinstimmt. Diese mit Neuber berechneten Ergebnisse fließen dann in die Lebensdauerbewertung ein. In diesem Rahmen ist auch ein vereinfachtes TMF-Lebensdauermodell entwickelt worden, das die lokale Spannungs-Dehnungs-Temperaturgeschichte nutzt unter der Annahme, dass die mechanische Dehnungsschwingbreite das Ermüdungsrisswachstum bestimmt gemäß folgender Formel:

$$\left. \frac{da}{dN} \right|_{TMF} = \beta_{\varepsilon} (\Delta \varepsilon_{I,MAX}^{mech} a)^{B_{\varepsilon}}$$

Da hier nicht der Schädigungsparameter D_{TMF} nach Kp. 4.1.1 verwendet wird, sind keine aufwändigen Risswachstumsversuche notwendig und die beiden offenen Parameter β_{ε} und B_{ε} können entsprechend an die TMF-Versuche angepasst werden [81, 87].

Auch für das effiziente Berechnungskonzept sei für ausführlichere Erklärungen auf [81] verwiesen. Abbildung 4.1 zeigt grundsätzlich nochmal die Arbeitsweise des in Methodenträgern implementierten detaillierten und des effizienten Berechnungskonzepts auf.

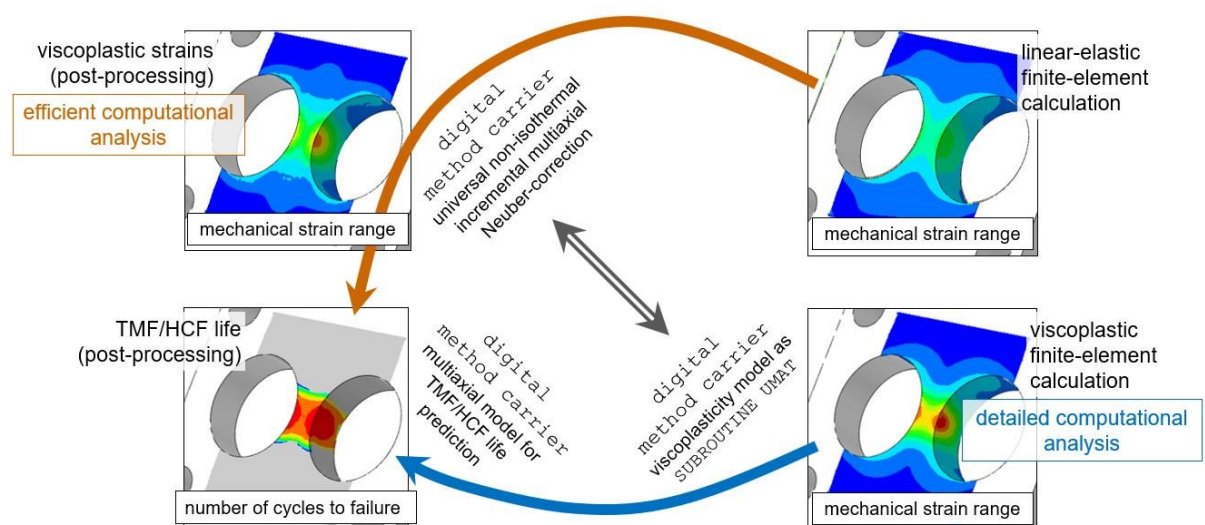


Abbildung 4.1: Arbeitsweise des effizienten und des detaillierten Berechnungskonzepts [88]

5 Versuchskonzept und Prüfaufbau zur bauteilnahen Validierung

5.1 Prüfstandskonzept

Um die TMF/HCF-Belastung überlagert auf den Prüfling aufzubringen, werden die einzelnen Belastungen mittels unterschiedlicher Prüfvorrichtungen aufgebracht.

So wird die thermische Last durch einen Wärmeeintrag über die Verbrennungsabgase aus einem Heißgasbrenner aufgebracht. Der Heißgasbrenner ist Teil eines Heißgasprüfstands (HGPST) der Firma Kratzer, der klassischerweise für die Vermessung von Turboladern verwendet wird. Mit dem Brenner kann ein Heißgasmassenstrom von bis zu 1800 kg/h und Heißgastemperaturen von bis zu 1200 °C erzeugt werden. Dabei kann eine Leistung von bis zu 400 kW mit einem Gegendruck von bis zu 5 bar absolut erreicht werden. Das zugehörige Brennkammerkennfeld kann im Anhang in Abbildung 13.9 eingesehen werden.

Der HGPST beinhaltet außerdem eine Wasserkonditionierteinheit und eine Thermochock-Einheit, welche ebenfalls zwingend notwendig für die möglichst realitätsnahe Abbildung der Belastung sind. Die Wasserkonditioniereinheit kann Volumenströme von bis zu 36 m³/h mit Temperaturen von bis zu 85 °C und mit Drücken von bis zu 6 bar absolut im Vorlauf generieren. Mit der Thermochock-Einheit lassen sich Heißgastemperaturgradienten von bis zu 100 K/s in der Aufheiz- und Abkühlphase realisieren.

Die mechanische Last wird mit einem Hochfrequenzpulsator (HFP) "Vibrophore 100" der Firma Zwick aufgebracht. Dieser schwingt in der entsprechenden Eigenfrequenz des Prüfaufbaus nach dem Prinzip eines 3-Massen-Schwingers bestehend aus Erregermasse, schwingender Traverse und Maschinensockel. Mit einem Magnetresonanzantrieb werden die Schwingungen erzeugt, wobei die Prüffrequenz über eine Variation der Erregermasse angepasst wird. Mit dem HFP können Prüfkraft von bis zu 100 kN aufgebracht werden, wobei die maximale Kraftamplitude von der Mittelkraft abhängig ist. Eine Funktionsskizze kann der Abbildung 13.10 im Anhang und ein Diagramm der maximal möglichen Kraftamplitude in Abhängigkeit der Mittelkraft der Abbildung 13.11 im Anhang entnommen werden. [89]

Das Prüfstandskonzept für die überlagerte Belastung des Prüflings umfasst eine Kopp- lung der beiden oben vorgestellten Prüfvorrichtungen zusammen mit einer Überwa- chung des versagenskritischen Prüflingbereichs in Form einer optischen Risserkennung mittels Endoskop.

Bei der Überwachung orientiert man sich an der klassischen Brennraumendoskopie, von der ein Applikationsbeispiel in Abbildung 5.1 dargestellt ist. Hier werden für Tempera- turen über 150 °C gekühlte Endoskope mit extra Lichtleiter und Blickrichtungen von überlicherweise 0°, 30° oder 70° verwendet. [90]

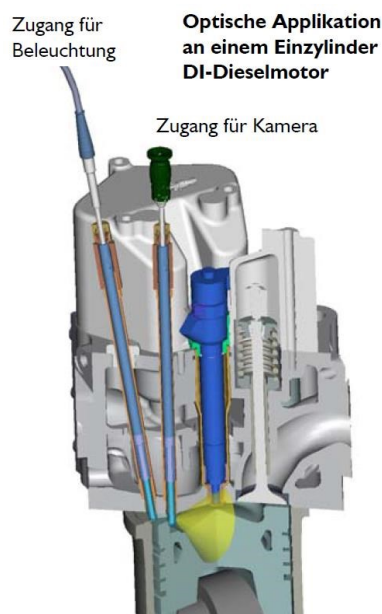


Abbildung 5.1: Applikationsbeispiel für eine klassische Brennraumendoskopie [90]

So werden optische Aufnahmen während des laufenden Versuchs und in situ-Auswer- tungen ermöglicht, sodass bereits frühe Stadien der Rissinitiierung und der vollständige Risswachstumsprozess dokumentiert werden können.

5.2 Zylinderkopf

5.2.1 Probengeometrie

Wie bereits in Kp. 1 erläutert, soll die hier vorgestellte Prüfmethodik unter anderem als unterstützendes Werkzeug in der Entwicklungsphase für die Bauteilauslegung dienen. Da Zylinderköpfe sehr lange Entwicklungszeiten haben und sehr teure Prototypen sind soll die zu untersuchende Probe deshalb für eine im Entwicklungsprozess frühzeitige und

verhältnismäßig kostengünstige Prüfung auf den versagenskritischen Bereich des Ventilstegs zwischen den Auslassventilen reduziert werden. Dieser wurde bereits in Kp. 2.1.2 als besonders gefährdet erkannt. Ein weiterer Vorteil dieser Reduktion der Geometrie-komplexität der Zylinderkopfprobe (ZKP) ist der sich dadurch verringernde Simulationsaufwand. Deshalb wird der zur Bestimmung der Probengeometrie zu untersuchende Bereich auf das Brennraumdach beschränkt.

Um die Spannungszustände in der Probe möglichst ähnlich denen im Betrieb darzustellen, werden unterschiedliche Einspannbedingungen des separierten Brennraumdachs in Kombination mit unterschiedlichen Lasteinleitungsszenarien simuliert und mit der sich im Betrieb durch den Verbrennungsdruck einstellenden Spannungsverteilung verglichen. Besondere Randbedingung ist dabei, dass die Lasteinleitung durch den HFP erfolgen soll. Dadurch kann die Probengeometrie, wie sie in Abbildung 5.2 dargestellt ist, mit entsprechender Einspannung definiert werden. Die genauen Maße der ZKP können dem Ausschnitt der Fertigungszeichnung im Anhang in Abbildung 13.12 entnommen werden.

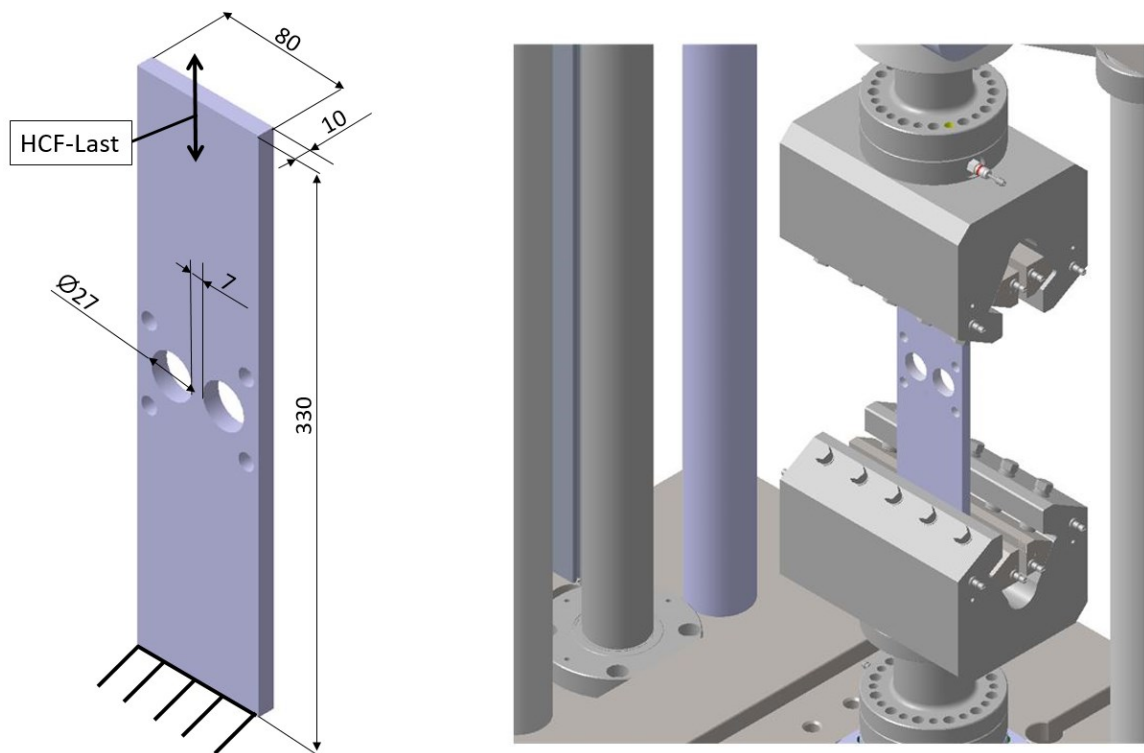


Abbildung 5.2: Geometrie der Zylinderkopfprobe, deren Einspannung und Belastung durch den HFP [91]

Der Prozess der Definition der Probengeometrie inklusive der dafür durchgeführten Simulationen können in [81] in detaillierterer Form nachgelesen werden.

5.2.2 Prüfstands Aufbau

Wie bereits im vorherigen Kapitel erwähnt, wird die ZKP im HFP eingespannt. Dies geschieht mit Hilfe von zwei Probenhaltern durch flächiges Klemmen über jeweils zwei keilförmig angeordnete Spannbacken. So erfolgt dann über das bewegliche Oberhaupt des HFP die HCF-Belastung der ZKP.

Die Strömungsführung des Heißgases zur ZKP hin und von ihr weg erfolgt über speziell für diesen Zweck entwickelte mittels selektivem Laserschmelzen (engl. selective laser melting: SLM) gefertigte Adapter, welche in Abbildung 5.3 betrachtet werden können. 3D-Computational Fluid Dynamics (CFD)-Simulationen zur Minimierung des Strömungswiderstandes und zur gezielten Aufheizung des Ventilstegs unterstützen bei der Entwicklung der Adapter, was in [81] ausführlicher dargestellt ist und in Kapitel 6 genauer erläutert wird. So wird bspw. bei der Konstruktion darauf geachtet, dass die Winkel bei Querschnittsänderungen kleiner 8° betragen um Strömungsablösung und Turbulenzen zu vermeiden [92].

Der Anströmadapter ist aus der extrem hitzebeständigen Nickelbasislegierung In718 gefertigt und übernimmt neben der Aufgabe der Konzentration der Heißgasströmung auf den Ventilsteg noch die Aufgabe das Endoskop mit der Kamera und die Lichtleiter für die Risserkennung sowie das Pyrometer aufzunehmen, mit dem die Temperatur auf der Ventilstegvorderseite gemessen werden soll.

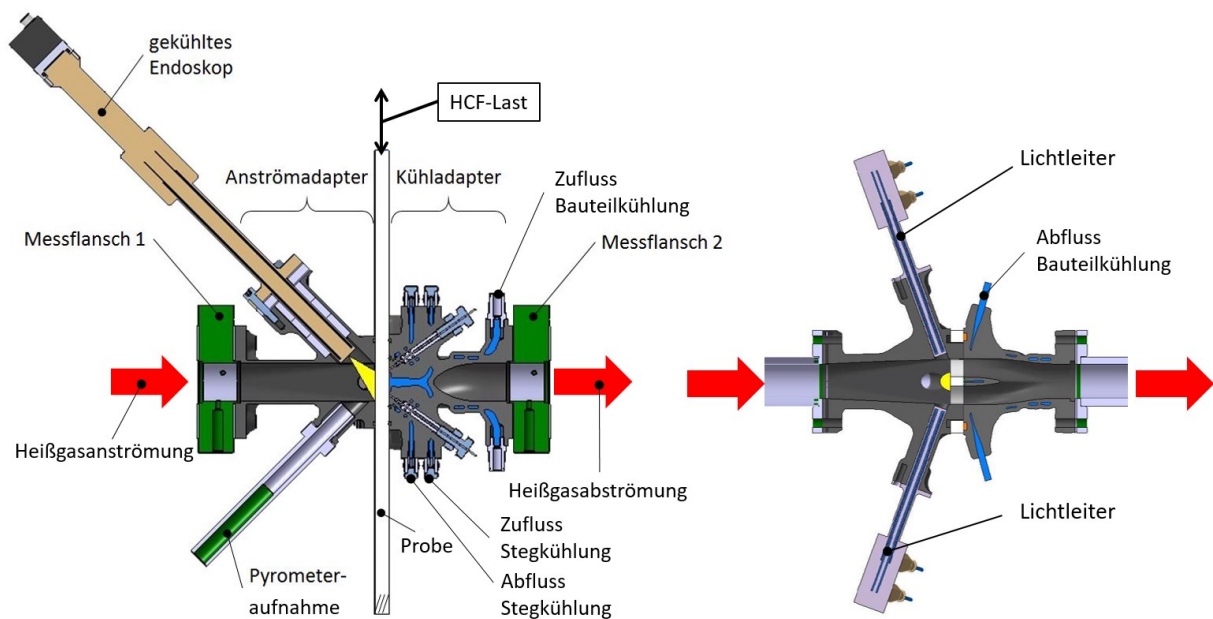


Abbildung 5.3: Vertikaler Schnitt durch Anström-, Kühladapter und ZKP auf der linken Seite sowie horizontaler Schnitt auf der rechten Seite [81]

Der Kühladapter besteht aus AlSi10Mg und wurde T6 wärmebehandelt. Mit ihm wird der Temperaturgradient über die Probenstärke von Stegvorderseite zur -rückseite gezielt eingestellt. Für diesen Zweck verfügt der Kühladapter über zwei separate symmetrische Kühlkanäle, welche in Abbildung 5.4 dargestellt sind und von denen jeweils ein Zu- und Abfluss auch in Abbildung 5.3 gekennzeichnet ist. Mit der Stegkühlung wird das Kühlmedium direkt der Stegrückseite zugeführt, auf deren Oberfläche dieses dann wieder in den Abflussteil des Kühlkanals im Kühladapter zurückströmt. Dieser Kühlkanal ist um zwei Thermoelemente geführt, deren Messspitzen auf der Probenrückseite im Stegbereich die Temperatur messen.

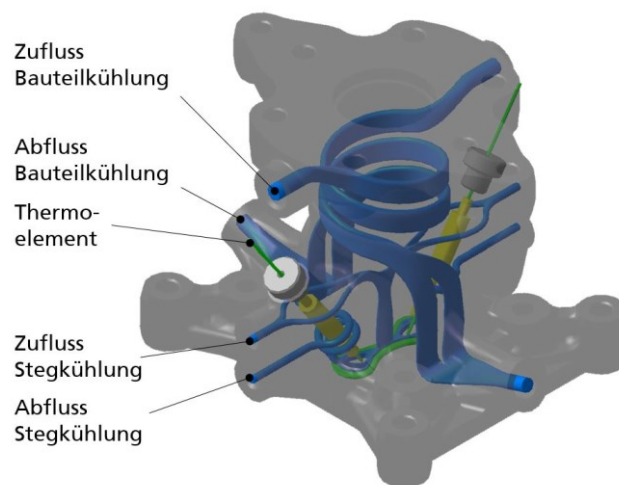


Abbildung 5.4: Kühlkanäle "Bauteilkühlung" und "Stegkühlung" des Kühladapters [81]

Der zweite Kühlkanal, die Bauteilkühlung, bietet eine zusätzliche Möglichkeit die Temperaturverteilung in der Probe einzustellen, indem die flächige Auflage des Kühladapters an der Probe temperiert wird. Außerdem wird über diesen zweiteiligen Kühlkanal auch sichergestellt, dass der Kühladapter aus Aluminium nicht in einem zu hohen Temperaturbereich betrieben wird.

Diese Adapter samt zugehöriger ebenfalls strömungsoptimierter Heißgasführung sind auf einem Schienensystem mit Linearführung montiert, um eine freie thermische Ausdehnung des Prüfaufbaus zu ermöglichen sowie den Probenwechsel zu vereinfachen. Die Befestigung der heißgasführenden Teile an dem Schienensystem erfolgt über Gummibuchsenlager mittels Montagebrillen. Das Schienensystem selbst ist auf dem Nutenbett des HFP verschraubt, wie in Abbildung 5.5 dargestellt.

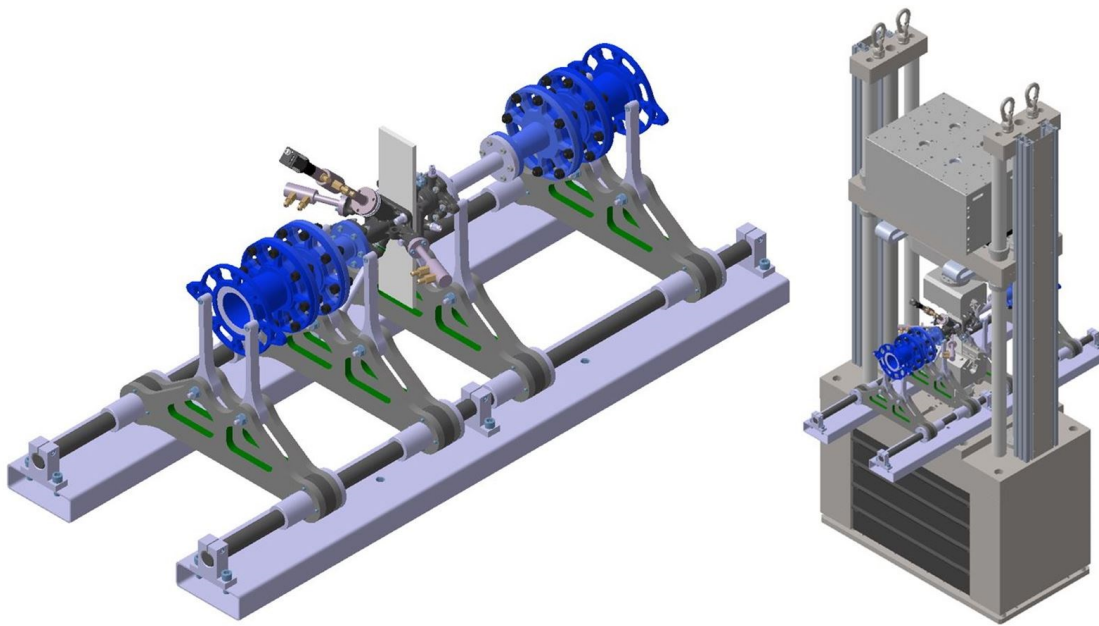


Abbildung 5.5: Montage der heißgasführenden Teile auf dem Schienensystem auf der linken Seite und Befestigung auf dem Nutenbett des HFP auf der rechten Seite [81]

5.3 Kolben

5.3.1 Probengeometrie

Im Gegensatz zu Zylinderköpfen sind für Kolben die Entwicklungszeiten kürzer und die Kosten für Prototypen geringer. Deshalb liegt hier der Schwerpunkt der Definition der Probengeometrie auf der Realisierung betriebsäquivalenter Belastungen im versagenskritischen Bereich des Muldenrands bei gleichzeitigem Vermeiden der Überbeanspruchung des Lasteinleitungs- und Lagerungsbereichs.

Als Prüfkolben wird ein Serien-NKW-Dieselskolben ausgewählt mit einer ω -Mulde, einem Ringkühlkanal und einem eingegossenen Ringträger aus austenitischem Stahl.

Um bei diesem Kolben die betriebsäquivalenten Belastungen in Form von einer bestimmten Spannungsamplitude am Muldenrand in Umfangsrichtung durch den HFP aufzubringen und um die Nabenbohrung als Lasteinleitung sowie den Ringträger als Lagerstelle verhältnismäßig zu entlasten wird die Kolbengeometrie iterativ angepasst. Der Kolben wird am Ringträger mittels speziell ausgelegter Klemmstücke gelagert. Als Grundlage für die Geometrieangepassung sowie die Gestaltung der Klemmstücke dienen die Ergebnisse mehrerer FE-Berechnungen. So wird das Kolbenhemd entfernt und der Muldenrandradius durch Verkleinern verschärft. Die finale Geometrie der Kolbenprobe (KP) samt Einspannung, für die sie mit der ω -Mulde nach unten gerichtet eingebaut wird,

ist in Abbildung 5.6 dargestellt. Die Abmessungen der KP können dem Ausschnitt der Fertigungszeichnung in Abbildung 13.13 im Anhang entnommen werden.

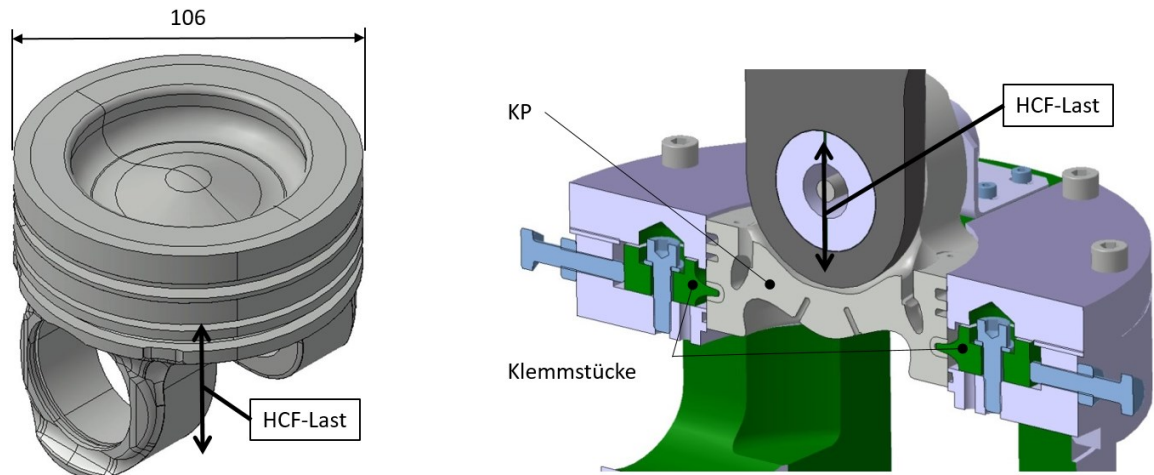


Abbildung 5.6: Angepasste Geometrie der KP auf der linken Seite und ihre Einspannung in den HFP auf der rechten Seite [91]

Ausführlichere Erläuterungen zur Probendefinition samt hierfür durchgeführter Simulationen können [81] entnommen werden.

5.3.2 Prüfstands Aufbau

Die KP wird mittels spezieller Klemmstücke fixiert, welche in den Ringträger greifen, was im rechten Teil der Abbildung 5.6 dargestellt ist. Die Kontur der Klemmstücke wird mittels FE-Simulationen iterativ angepasst, mit dem Ziel die Spannungen, welche durch die HCF-Belastung der Probe induziert werden, im Ringträger und in den Klemmstücken zu minimieren. In Abbildung 5.7 kann die berechnete Spannungsverteilung in den Klemmstücken betrachtet werden. Die hier auftretende Spannungsspitze kann unter Berücksichtigung der allgemeinen Spannungsverteilung als Singularität vernachlässigt werden, was durch die späteren Versuche auch bestätigt wird.

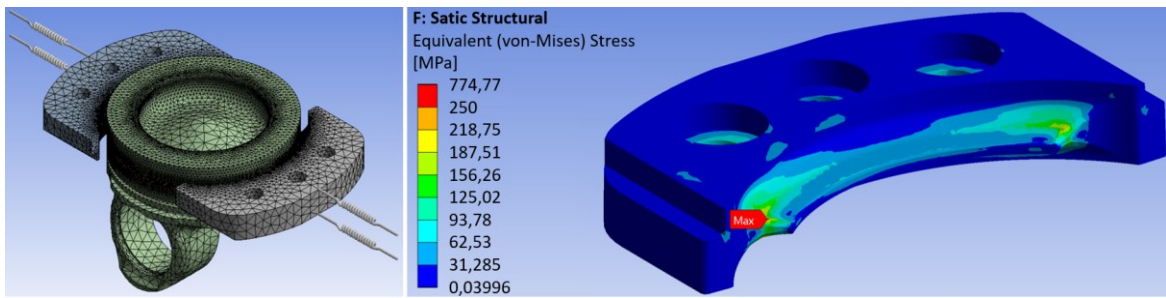


Abbildung 5.7: Kontur der Klemmstücke und die sich einstellende Spannungsverteilung [81]

Ein Pleueflansch und ein Kolbenbolzen übertragen die HCF-Belastung, welche durch den HFP aufgebracht wird, so auf den Kolben, dass dieser eine Biegebeanspruchung um die Bolzenachse erfährt wie sie auch im motorischen Betrieb aufgeprägt wird.

Auch beim Prüfaufbau für den Kolben erfolgt die Strömungsführung des Heißgases zur KP hin und von ihr weg über einen speziell für diesen Zweck entwickelten SLM-gefertigten Adapter, welcher in Abbildung 5.8 zu sehen ist. Hier werden ebenfalls CFD-Simulationen für die Minimierung des Strömungswiderstandes und die gezielte Aufheizung des Muldenrands genutzt. Die Heißgaszufuhr erfolgt dabei über das äußere Rohr und die Heißgasabfuhr über das innere Rohr des Adapters. Das Aufheizen des Muldenrands und die sich dort einstellende Temperaturverteilung werden gezielt über spezielle Finnen beeinflusst, welche im An- und Abströmquerschnitt des Adapters eingebracht sind. Detailliertere Ausführungen hierzu sind in [81] nachzulesen.

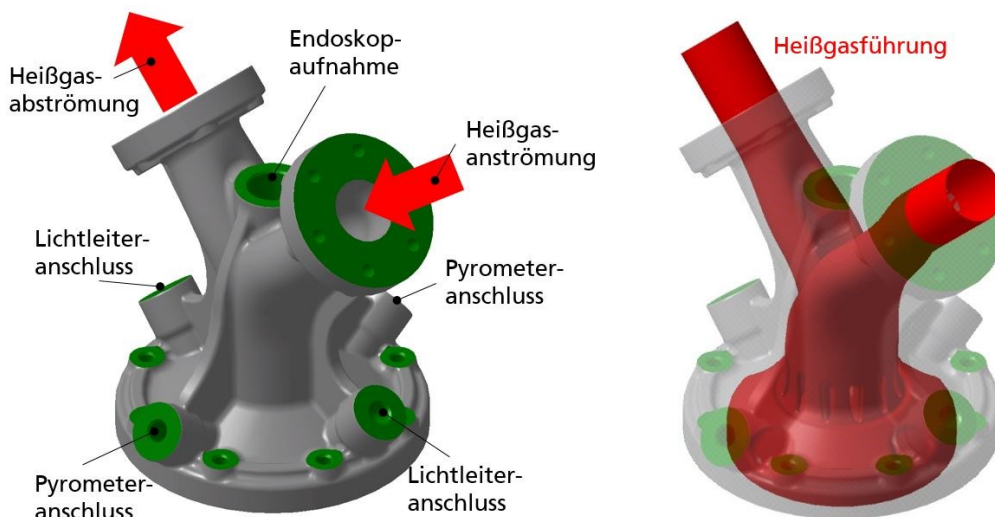


Abbildung 5.8: Heißgasführender Adapter für die KP [81]

Außerdem übernimmt der Adapter noch die Aufgabe der Aufnahme von Endoskop, Lichtleitern und Pyrometern, wie in Abbildung 5.9 zu sehen ist. Dort ist auch der Prallteller zu sehen, welcher in Kombination mit der Konditionierung der KP über ihren integrierten Ringkühlkanal ermöglicht den Temperaturgradienten zwischen Muldenmitte und Muldenrand realitätsnah einzustellen.

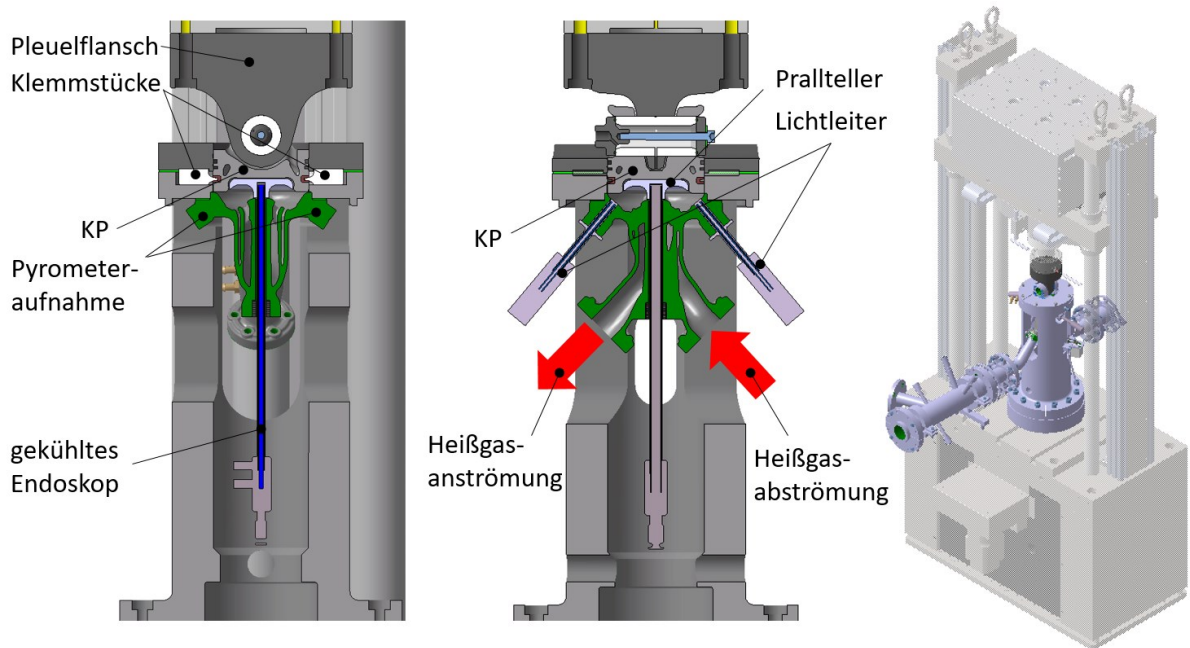


Abbildung 5.9: Schnitt durch den heißgasführenden Adapter samt KP-Einbindung senkrecht zur Heißgasströmungsrichtung auf der linken Seite, paralleler Schnitt in der Mitte und Gesamtaufbau auf der rechten Seite [81]

Auf Grund der Symmetrie des Kolbens gibt es bei der KP am Muldenrand über dem Kolbenbolzen zwei versagenskritische Stellen, an denen ein Riss entstehen kann. Deshalb wird das zentral angeordnete Endoskop, mit welchem von der Muldenmitte aus der Muldenrand beobachtet wird, drehbar gelagert. Die Drehung erfolgt über einen Kettentrieb durch einen Schrittmotor. Die Lagerung wird mit einem Rillenkugellager realisiert, für welches per Druckluftkühlung der Betrieb im zulässigen Temperaturbereich sichergestellt wird. Die Führung des drehbar gelagerten Endoskops erfolgt durch eine ZrO_2 -Hülse, welche gleichzeitig für eine Temperaturentkopplung des Endoskops vom Adapter sorgt, wie in Abbildung 5.10 zu sehen.

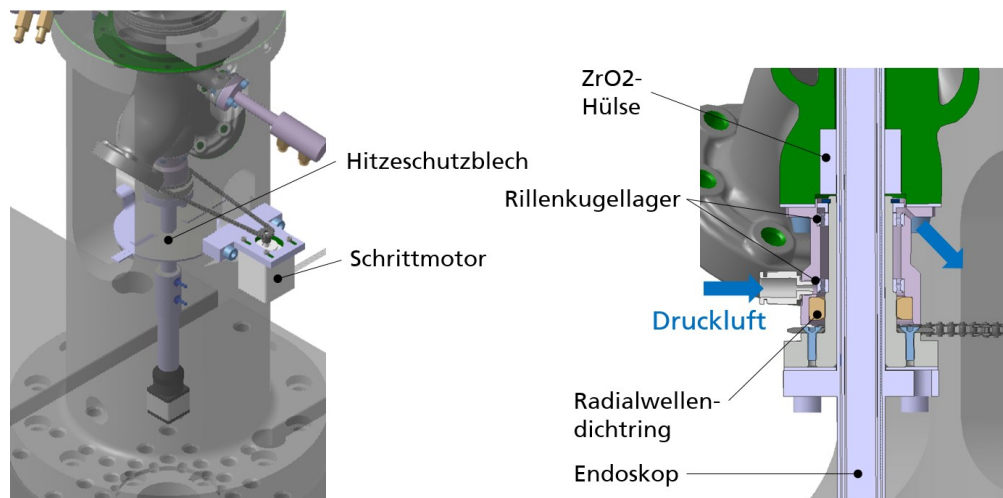


Abbildung 5.10: Drehbare und gekühlte Lagerung des Endoskops im Prüfaufbau für die KP [81]

5.4 Automatisierte Risserkennung

Zur Rissprüfung des kritischen Bereichs wurde die Sichtprüfung gewählt, da diese im Vergleich zu den anderen klassischen Prüfverfahren wie Magnetpulverriss-, Farbeindring- und Ultraschallprüfung besser geeignet ist hinsichtlich der Anforderungen an Temperaturbeständigkeit, Prüfgeschwindigkeit und Automatisierbarkeit, welche eine in situ-Prüfung hier mit sich bringt. Allerdings würde die Ultraschallprüfung, wie sie in [93] angewendet wird, diese Anforderungen ebenfalls erfüllen. Zusätzlich bringt diese noch die Vorteile mit sich, dass sie eine frühere Rissdetektion ermöglicht als mit klassischen Merkmalen wie bspw. der Abfall der Frequenz bzw. der Steifigkeit. Jedoch ist mit diesem Verfahren weder der Ort noch der Verlauf des Risses feststellbar.

Für die optische Risserkennung wird hier das Prinzip des Schwellenwertverfahrens und der Morphologie gemäß [94] implementiert. Dabei werden die Rissbereiche segmentiert und mittels morphologischer Methoden analysiert, wodurch Rückschlüsse auf die Rissbildung ermöglicht werden. Für die erfolgreiche Segmentierung der Rissbereiche ist ein hoher Kontrast zur Oberfläche notwendig. Um diesen sicherzustellen, wird während der Konstruktionsphase ein behelfsmäßiger Versuchsaufbau genutzt, um Position und Ausrichtung der Kamera sowie der Lichtleiter zum zu beobachtenden Bereich der Prüflinge zu variieren. Auf diese Weise kann die optimale Anordnung des jeweiligen Prüflings, der Lichtleiter und der Kamera zueinander für die finale Konstruktion definiert werden.

Das Vorgehen beim Schwellenwertverfahren und der Morphologie wurde im Rahmen von [95] implementiert und ist in Abbildung 5.11 dargestellt. Zunächst erfolgt die "Bildaufnahme", bei der die Parameter initialisiert bzw. angepasst werden und das zu untersuchende Bild aufgenommen wird. Anschließend wird die Methode "Region of Interest"

angewendet, bei der die zu verarbeitenden Teilbereiche, wie der Ventilsteg oder der Muldenrand, abgegrenzt werden. Der darauffolgende Schritt der "Bildvorverarbeitung" dient der Unterdrückung von kleinen Punkten, dünnen Linien sowie Rauschen. Bei der "Bildsegmentierung" werden mittels Schwellenwertbildung mehrere Bereiche segmentiert. In der "Verarbeitung der Regionen" werden kleine Kratzer unterdrückt und Risse als Skelett mittels morphologischer Operatoren dargestellt. Daraufhin erfolgt die "Rissüberprüfung", bei der anhand im Vorfeld definierter Risskriterien die Risslänge, -fläche, -breite und -anfangspunkte berechnet werden. Zum Schluss, bei der "Darstellung des Ergebnisses" werden die Bilder mit festgestellten Rissen und Merkmalen gezeigt.



Abbildung 5.11: Ablauf nach [94] beim Schwellenwertverfahren und der Morphologie [95]

Zur Berechnung der Rissdaten bei "Rissüberprüfung" wird ein spezieller QR-Code verwendet, der im zu prüfenden Bereich des Prüflings aufgeklebt wird. Vor der eigentlichen Prüfung erfolgt eine Kalibrierung über das Einlesen des QR-Codes, sodass sich anhand bekannter Abmaße den Pixeln Längen zuordnen lassen. Dadurch kann später die Länge des aufgenommenen Risses berechnet werden.

Der Ablauf der Rissprüfung kann in Abbildung 5.12 nachvollzogen werden. Hier wird bei der "Initialisierung" das Hauptprogramm gestartet, die Verbindung zur Kamera hergestellt und es werden die Kamera-Parameter initialisiert, woraufhin dann eine Rückmeldung an das Graphical User Interface (GUI) erfolgt. Anschließend wird der Startbefehl durch den Prüfer erteilt. Der Prüfstand veranlasst dann die Bildaufnahme, der wiederum die Bildvorverarbeitung folgt mit einer erneuten Rückmeldung an das GUI. Daraufhin wird das Bild verarbeitet und ausgewertet mit nochmaliger Rückmeldung an das GUI. Abschließend wird anhand der an das Hauptprogramm übergebenen Risslänge und der im Voraus definierten Kriterien entschieden, ob der Versuch fortgesetzt oder abgebrochen werden soll. Diese Entscheidung wird in Form einer entsprechenden Ergebnismeldung zu guter Letzt auch wieder an das GUI übermittelt.

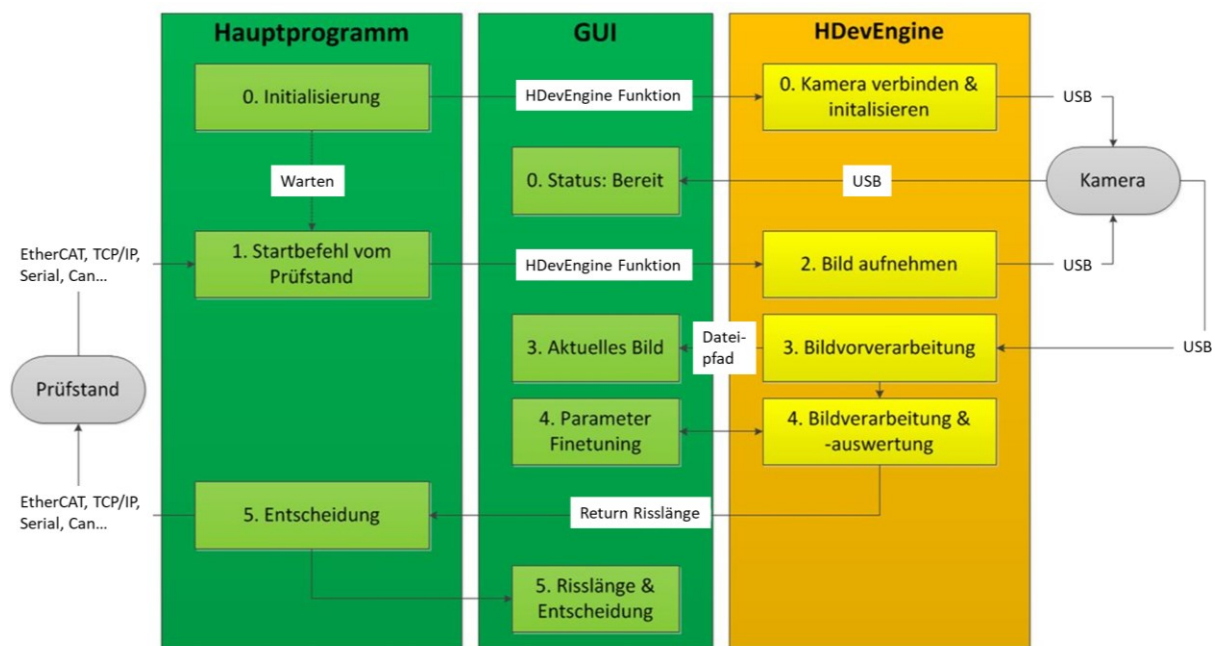


Abbildung 5.12: Kommunikation und Ablauf bei der Rissprüfung [81]

Detailliertere Erläuterungen zur automatisierten Risserkennung, den Vorversuchen zur Beleuchtung der Prüflinge sowie zur Kommunikation der Risserkennung mit dem Prüfstand und zum Prüfablauf können in [95] und [81] nachgelesen werden.

6 Simulation der thermischen Randbedingungen

6.1 Modellierung und CHT-Simulation

Im Folgenden werden zuerst generell die vorherrschenden Wärmetransportmechanismen und Randbedingungen erläutert, die für die zu betrachtenden Komponenten des Prüfstands angenommen werden können. Anschließend wird kurz auf die Funktionsweise einer Conjugate Heat Transfer (CHT) Simulation eingegangen.

Generell gilt, dass sich die Änderung der inneren Energie eines Körpers aus der Wärme, die über die Oberfläche ausgetauscht wird, und der Wärmeenergie, die im Inneren produziert wird, ergibt. Diese kann grundsätzlich mit der spezifischen Wärmekapazität und der Temperaturänderung beschrieben werden. Hier erfolgt keine Wärmeproduktion im Inneren der zu betrachtenden Komponenten des Prüfstands wie z.B. durch Dissipation von mechanischer Energie. Bei der Wärmeleitung ist der Wärmefluss innerhalb der Komponenten abhängig von der Wärmeleitfähigkeit und proportional zum Temperaturgradienten. Bei der Konvektion wird der Wärmestrom durch den Temperaturunterschied zwischen Bauteiloberfläche und Umgebung sowie durch den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt. Letzterer ist abhängig von der Konvektionsart. Eine erzwungene Konvektion liegt beispielsweise auf der Innenseite von abgasführenden Komponenten vor, hervorgerufen durch den Abgasstrom mit seiner hohen Strömungsgeschwindigkeit, und eine freie Konvektion auf deren Außenseite durch das freie Aufsteigen der erwärmten Luft. Ein Wärmetransport durch Wärmestrahlung mittels elektromagnetischer Wellen wird erst bei höheren Temperaturen relevant und kann hier vernachlässigt werden. Die benötigten Werte für Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität werden durch Werkstoffcharakterisierungen festgestellt, wie sie beispielsweise in Kp. 3.1 für den Zylinderkopf- und den Kolbenwerkstoff durchgeführt worden sind. Die Fluidtemperaturen und Wärmeübergangskoeffizienten werden problemspezifisch für die jeweilige Simulation festgelegt. [96]

Die Simulationen zur Auslegung der thermischen Randbedingungen und Berechnung der Temperaturverteilungen werden im Rahmen dieser Arbeit als CHT-Simulationen in ANSYS durchgeführt. Dabei wird eine CFD-Rechnung in ANSYS Fluent gekoppelt mit einer thermischen Analyse in ANSYS Mechanical und ein stationäres Temperaturfeld der Probe berechnet. Mit der Kopplung erfolgt ein Wärmeübergang vom Heißgas auf die

Probe und von der Probe auf das Kühlmedium. Die Berechnung des Wärmeübergangs zwischen Fluid und Festkörper wird iterativ durchgeführt. Nach einem Schritt in der FE-Simulation, in welchem bereits mehrere Iterationen bis zum Erreichen einer quasistationären Lösung durchgeführt werden, werden die Wandtemperaturen der Grenzflächen von der Probe auf die Fluidmodellwände übertragen. Anschließend erfolgt ein Schritt in der CFD-Simulation, der selbst auch wieder aus mehreren Iterationen besteht. Dieser liefert dann als aktualisierte Randbedingungen die Wärmeübergangskoeffizienten und Referenztemperaturen zurück an das Strukturmodell der Probe. Daraufhin erfolgt dann wieder ein Schritt in der FE-Simulation. Dieser Vorgang wird so lange wiederholt bis eine Lösung konvergiert. In Abbildung 6.1 sind die in ANSYS Mechanical und in ANSYS Fluent verwendeten Modelle zu sehen.

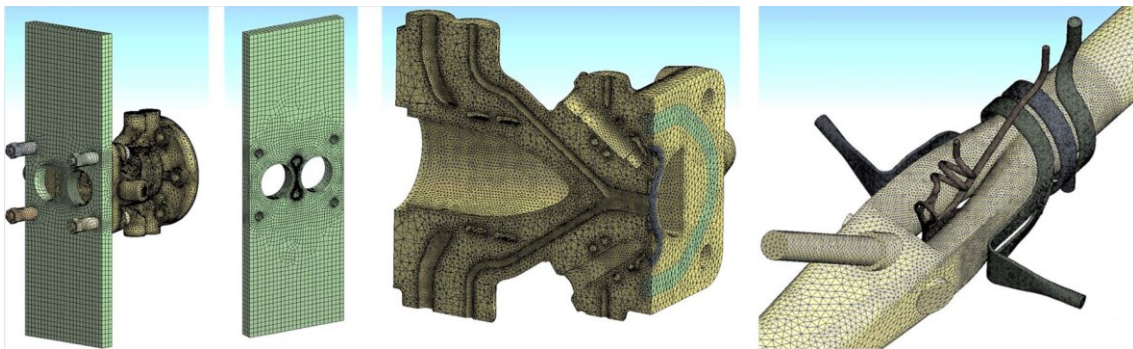


Abbildung 6.1: FE-Modell in ANSYS Mechanical von der ZKP und dem Kühladapter auf der linken Seite und CFD-Modell der heißgas- und kühlmediumführenden Kanäle in ANSYS Fluent auf der rechten Seite [81]

6.2 Stationäre Berechnung der Temperaturverteilung

Begleitend zur Konstruktionsphase erfolgt eine Grundauslegung der Heißgasparameter. Diese wird simulativ per CHT-Simulation bestimmt. Dabei soll ein stationärer Betriebspunkt mit minimalem Heißgasmassenstrom berechnet werden, bei welchem die thermischen Anforderungen an die Probenprüfung erfüllt werden. Für diesen Betriebspunkt werden mehrere Iterationsschleifen für die ZKP und die KP gerechnet mit Anpassung von Heißgas- und Kühlmediummassenströmen sowie -temperaturen. Die Ergebnisse der CHT-Simulation für die Prüfung der ZKP können beispielhaft in Abbildung 6.2 betrachtet werden.

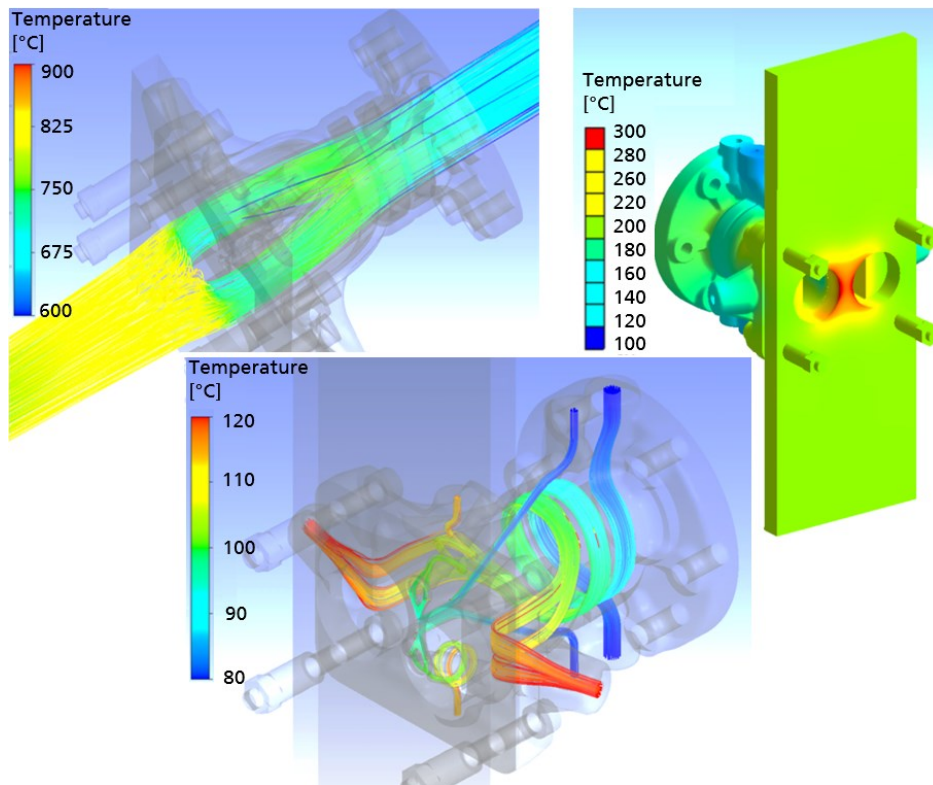


Abbildung 6.2: Lösung des Fluidteils der CHT-Simulation der Prüfung der ZKP für Heißgas- und Kühlmittelstrom auf der linken Seite sowie in der Mitte und berechnete Temperaturverteilung über ZKP und Kühladapter auf der rechten Seite [91]

Eine Modellvalidierung für die eben beschriebenen CHT-Simulationen erfolgt im Vorfeld zu den transienten Berechnungen der Temperaturverteilungen, um Modell und Parameter entsprechend anzupassen. Dazu werden die Temperaturen an verschiedenen Stellen in ZKP und KP bei stationären Heißgasbrennerbetriebspunkten mit einem reduzierten Versuchsaufbau aufgenommen. Dieser wird in den Kp. 7.1 und 8.1 beschrieben, wo auch die verwendeten Temperaturmessstellen an den Prüflingen aufgezeigt werden. Dabei stellt sich heraus, dass der Wärmeübergang bei der Prüfung der ZKP in der Simulation tendenziell unterschätzt wird. Dies zeigt sich darin, dass eine zu geringe sich einstellende Temperatur berechnet wird, welche in Abbildung 13.14 im Anhang zu sehen ist. Deshalb wird daraufhin Wärmeabfuhr durch Konvektion und Strahlung vernachlässigt. Bei der Prüfung der KP zeigt sich dagegen, dass der Wärmeübergang mit steigender Temperatur überschätzt wird, was sich in zu niedrigen berechneten Temperaturen äußert. Im weiteren Verlauf der Simulationsaktivität lässt sich erkennen, dass das Modell für die Prüfung der KP den Versuch nicht mehr ausreichend genau beschreibt, da die gemessenen Temperaturverteilungen nicht genau genug simuliert werden können. Aus diesem Grund wird ein Ansatz ohne CHT-Simulation gewählt um auch hier effizient die sich einstellende Temperaturverteilung berechnen zu können.

Dieser Ansatz basiert auf einer Definition der Konvektionsrandbedingungen an den für den Wärmeübergang relevanten Flächen. Diese sind beispielsweise die zum Brennraum hin gewandten Oberflächen des Kolbens für die Wärmezufuhr. Die Flächen für die Wärmeabfuhr werden als diejenigen am Ringträger definiert, wo die Klemmstücke eingreifen, zusammen mit denen an der Unterseite des Kolbens. Die besagten Flächen sind in Abbildung 6.3 zusammen mit den jeweiligen Konvektionsrandbedingungen zu sehen.

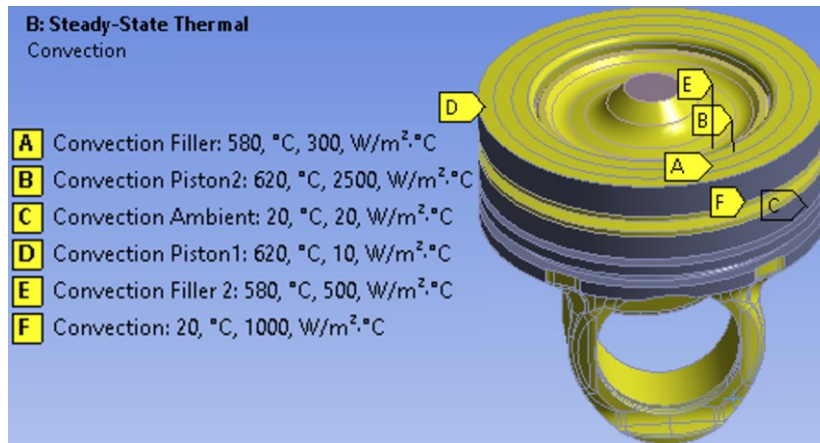


Abbildung 6.3: Definition von für die Wärmezufuhr- bzw. -abfuhr relevanten Oberflächen mit Konvektionsrandbedingungen [81]

Die Temperaturwerte für die Konvektionsrandbedingungen basieren dabei auf den Messwerten der Validierungsversuche für die Medien, mit denen sich die jeweiligen Flächen in Kontakt befinden. Die Wärmeübergangskoeffizienten werden hier als Parameter entsprechend der Abweichung von gemessenen zu berechneten Kolbentemperaturwerten angepasst. Dadurch wird eine gute Übereinstimmung von Messung und Simulation erreicht. Eine detailliertere Erläuterung zur stationären Berechnung der Temperaturverteilung sowie zu deren Validierung zusammen mit dem Berechnungsansatz ohne CHT-Simulation für die KP kann in [81] nachgelesen werden.

6.3 Transiente Berechnung der Temperaturverteilung

Die validierten Grundmodelle werden schließlich für die transiente Berechnung der Temperaturverteilung verwendet.

Bei der ZKP werden eine Heißgastemperatur- und -massenstromsequenz für einen TMF-Zyklus als Randbedingungen vorgegeben. Die Schrittweite für die transiente Simulation beträgt hier 1 s. Das heißt, dass für jede Sekunde des Zyklus eine komplette CHT-Simu-

lation gelöst wird in Abhängigkeit der jeweils vorgegebenen Werte für Heißgastemperatur und Massenstrom. Nach der Berechnung von einem gesamten Zyklus werden die Temperaturverteilungen in der ZKP zu acht Zeitpunkten ausgegeben. Dabei werden die Temperaturen aller Knoten inklusive ihrer x-, y- und z-Koordinaten exportiert. Diese Informationen dienen dann als Input für die Lebensdauerberechnung, welche in Kp. 4 vorgestellt wurde. In Abbildung 6.4 ist ein entsprechend berechneter Temperaturverlauf an zwei Punkten im Stegbereich der ZKP über einen TMF-Zyklus zu sehen.

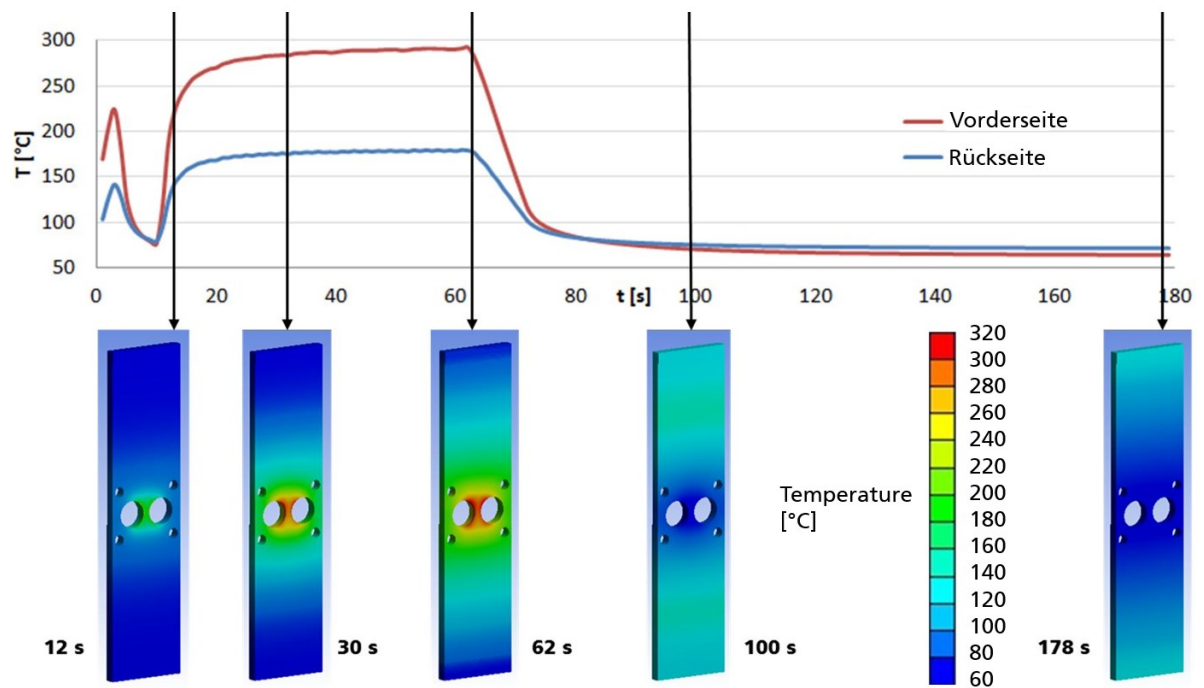


Abbildung 6.4: Lösung der transienten Simulation für einen Punkt auf der Stegvorderseite und für einen auf der Rückseite mit Temperaturverteilungen zu beispielhaften Zeitpunkten [81]

Für die KP erfolgt die transiente Berechnung der Temperaturverteilung analog zur ZKP nur ohne CHT-Simulation, sondern mit dem im vorherigen Kapitel vorgestellten reduzierten Modell. Dabei wird sich auch hier an einer Heißgastemperatur- und einer -massenstromsequenz als Randbedingung orientiert. Dazu wird die Heißgastemperatursequenz als jeweilige Temperatursequenz an den relevanten Oberflächen hinterlegt und die Massenstromsequenz über eine Änderung der Wärmeübergangskoeffizienten modelliert.

Das Vorgehen bei der transienten Berechnung der Temperaturverteilungen von ZKP und KP ist detaillierter in [81] nachzulesen.

7 Versuchsdurchführung an der bauteilnahen Zylinderkopfprobe

7.1 Validierung der Temperaturverteilung, Erläuterung der Prüfinfrastruktur und der Prüfparameteroptimierung

Für die Validierung der Simulation der thermischen Randbedingungen in einem frühen Entwicklungsstadium werden Temperaturverteilungen im stationären Betrieb mit Hilfe eines reduzierten Prüfaufbaus aufgenommen, welcher in Abbildung 7.1 zu sehen ist.

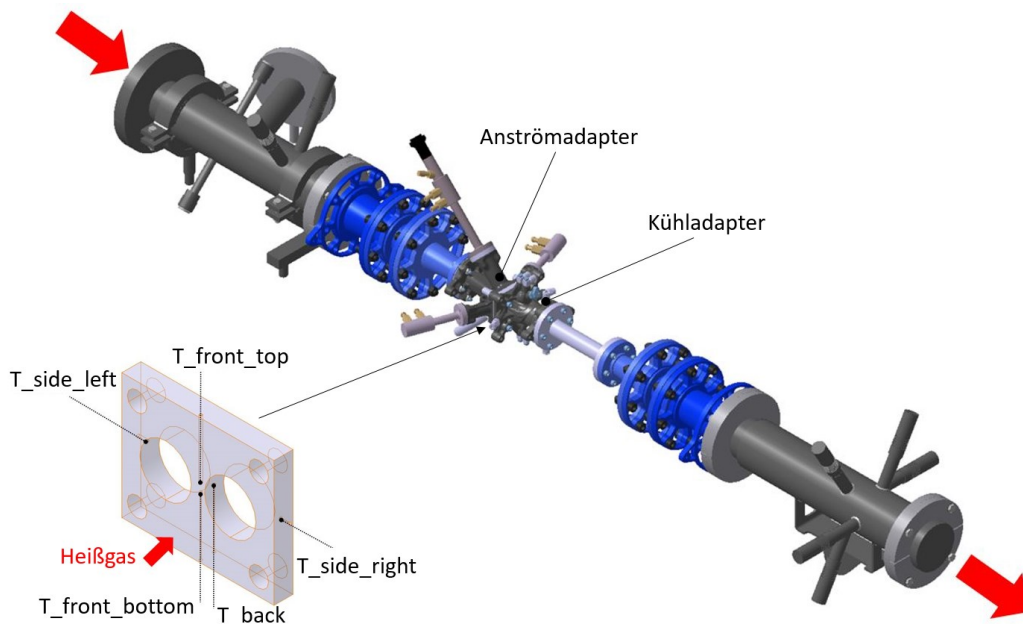


Abbildung 7.1: Versuchsaufbau für die Aufnahme der Temperaturverteilung in der modifizierten ZKP mit fünf Thermoelementen [81]

Die Messungen erfolgen hier ohne den HFP und die Linearführungen, weshalb dieser reduzierte Aufbau hängend gelagert wird, wie in Abbildung 7.2 dargestellt, um die thermische Ausdehnung ungehindert zuzulassen. Die Temperaturen werden mit Typ K Thermoelementen in der modifizierte ZKP gemessenen. Die hier verwendete ZKP ist gekürzt, um die Applikation der Thermoelemente zu vereinfachen. Die Messungen dienen zur Anpassung des Simulationsmodells zur Berechnung der Temperaturverteilung, wie in

Kp. 6.2 beschrieben. Die so gemessenen Temperaturen in der modifizierten ZKP sind in Abbildung 13.14 im Anhang zu entnehmen.

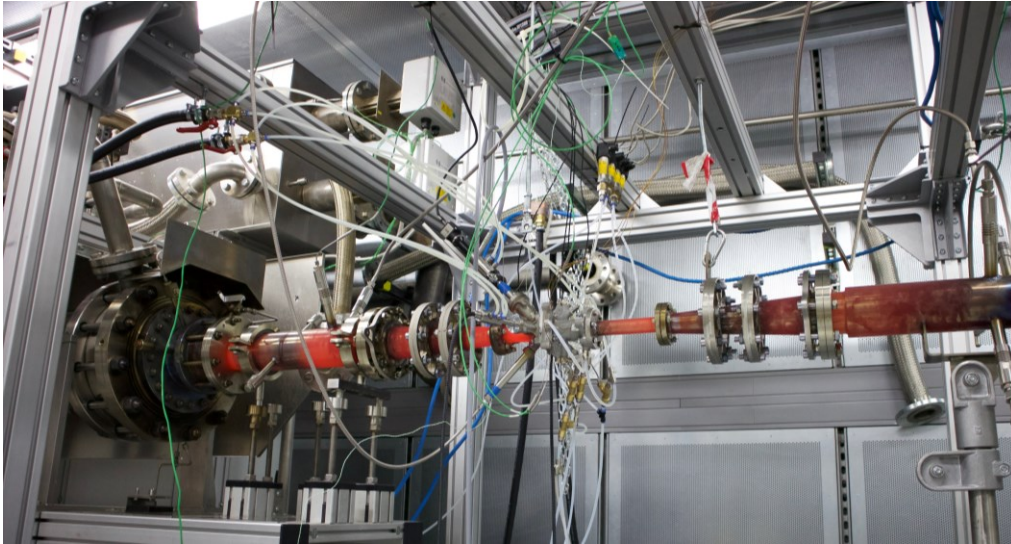


Abbildung 7.2: Hängender reduzierter Versuchsaufbau zur Aufnahme der Temperaturverteilung in der modifizierten ZKP [81]

Der reduzierte Aufbau umfasst bereits alle Kühlkreisläufe außer den für die Flanschkühlung, welcher im vollständigen Aufbau die Kraftmessdose des HFP kühlt. Die Kreisläufe enthalten Druck- und Temperaturmessstellen sowie Volumenstromsensoren um eine vollständige Bilanzierung der Wärmez- und abfuhr für den Abgleich mit der Simulation zu ermöglichen. Eine schematische Kreislaufübersicht ist in Abbildung 7.3 zu sehen.

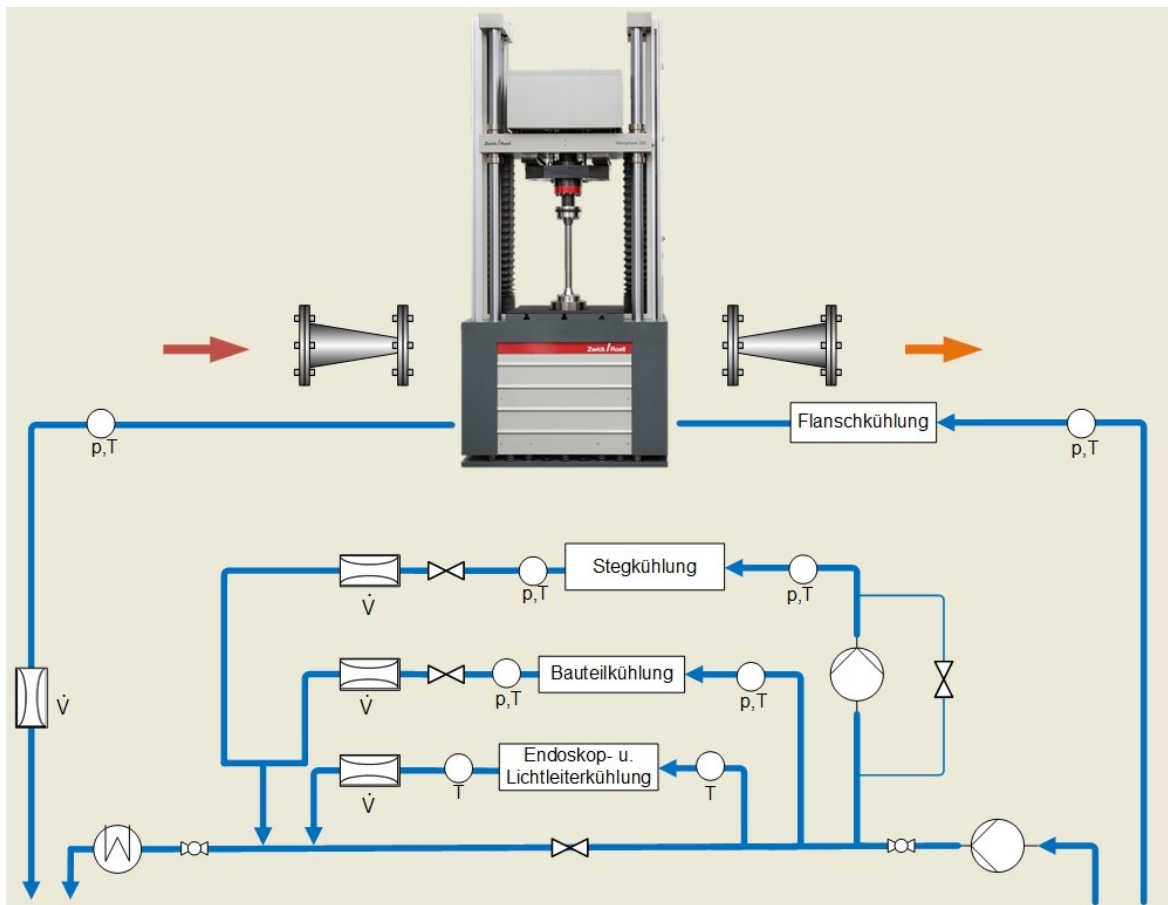


Abbildung 7.3: Schematische Übersicht der Kühlkreisläufe für die Prüfung der ZKP [81]

Die Stegkühlung besitzt eine zusätzliche Pumpe, um die Stegtemperatur separat zu regeln. Alle Kreisläufe werden über die Wasserkonditioniereinheit des HGPST gespeist und fließen in diese auch wieder zurück. Die für die TMF-Belastung notwendige schnell wechselnde Zufuhr von Heißgas und kalter Druckluft erfolgt über hochtemperaturbeständige Welschläuche und das Thermoschockmischrohr. In Letzterem wird auch die Messung der gemischten Gastemperatur vorgenommen, kurz bevor das Gas auf den Prüfling trifft. Der Aufbau ist in Abbildung 7.4 und Abbildung 7.5 zu sehen.

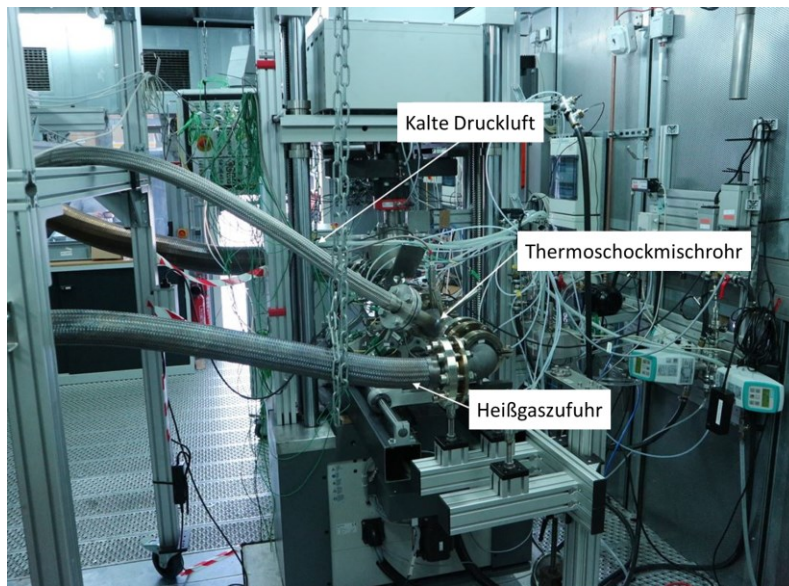


Abbildung 7.4: Versuchsaufbau für die ZKP vom Brenner in Richtung HFP [81]

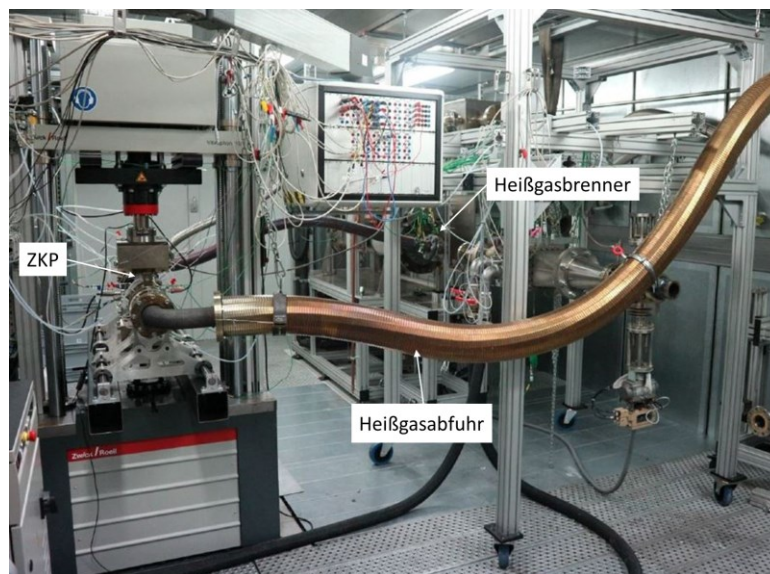


Abbildung 7.5: Versuchsaufbau für die ZKP mit Blick auf den Brenner [81]

Mit diesem Aufbau erfolgte auch die Optimierung der Prüfparameter. Dies umfasste zum einen die mechanische Prüfbelastung durch den HFP und zum anderen die thermische durch den Brenner. Beim HFP wurden dazu die einzelnen Glieder des integrierten PID-Reglers der Fahrtraverse sowie der Phasenversatz des Magnetresonanz-Antriebs so angepasst, dass bei der thermischen Wechsellast die HCF-Belastungsamplitude, mit der die ZKP belastet wird, um einen minimalen vernachlässigbaren Betrag alterniert, auf den in Kp. 9.1.2 eingegangen wird.

Für das Einstellen der thermischen Prüfbelastung durch den Brenner in Form einer gewünschten Temperaturverteilung in der ZKP über einen thermischen Zyklus wird eine spezielle mit zwei Thermoelementen versehene Probe verwendet, wie sie in Abbildung 7.6 zu sehen ist.

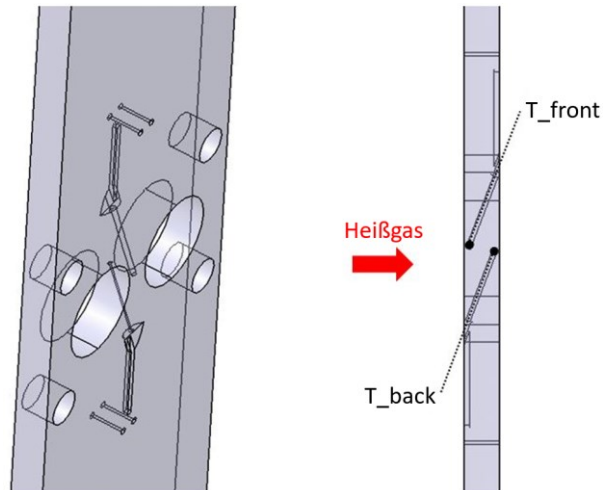


Abbildung 7.6: Transparent dargestellte ZKP mit zwei Thermoelementen für das Einstellen der TMF-Last [81]

In der Probe messen zwei Thermoelemente vom Typ K mit einem Durchmesser von 1,5 mm jeweils mittig die Temperaturen direkt unter der Stegoberfläche der Vorder- und Rückseite. Massenstrom und Temperatur der Druckluft bzw. des Heißgases werden für die Heiz- sowie für die Kühlphase jeweils so angepasst, dass die entsprechenden Zieltemperaturen in möglichst kurzer Zeit erreicht werden. Gleichzeitig werden Temperaturen und Volumenströme der Kühlkreisläufe so eingestellt, dass Bauteile und Messsysteme in zulässigen Temperaturbereichen betrieben werden. Zusätzlich wird die Förderleistung der Zusatzpumpe für die Stegkühlung entsprechend den Prüfbedingungen angepasst.

7.2 TMF-Versuch mit Dehnungsbehinderung durch den Hochfrequenzpulsator

Der erste Ermüdungsversuch dient dazu, die Funktionalität des Prüfstands innerhalb einer verhältnismäßig kurzen Prüfdauer zu demonstrieren. Aus diesem Grund wird hier zusätzlich zu der TMF-Belastung, welche aus der Temperaturverteilung resultiert, die thermische Ausdehnung der gesamten Probe behindert. Die gemessene Temperaturverteilung über drei thermische Zyklen mit der Probe aus Abbildung 7.6 ist in Abbildung

7.7 dargestellt. Mit den Prüfparametern in diesem Versuch werden in Abhängigkeit der Heißgastemperatur, welche im Thermoschockmischrohr vor dem Prüfling gemessen wird (T_{hg_in}), die maximale gemessene Probentemperatur in der Stegmitte auf der Vorderseite (T_{front}) von 280 °C und die minimale gemessene Temperatur auf der Probenrückseite (T_{back}) von 50 °C innerhalb von 245 s erreicht. Die jeweiligen Messpositionen sind im Kp. 7.1 erläutert.

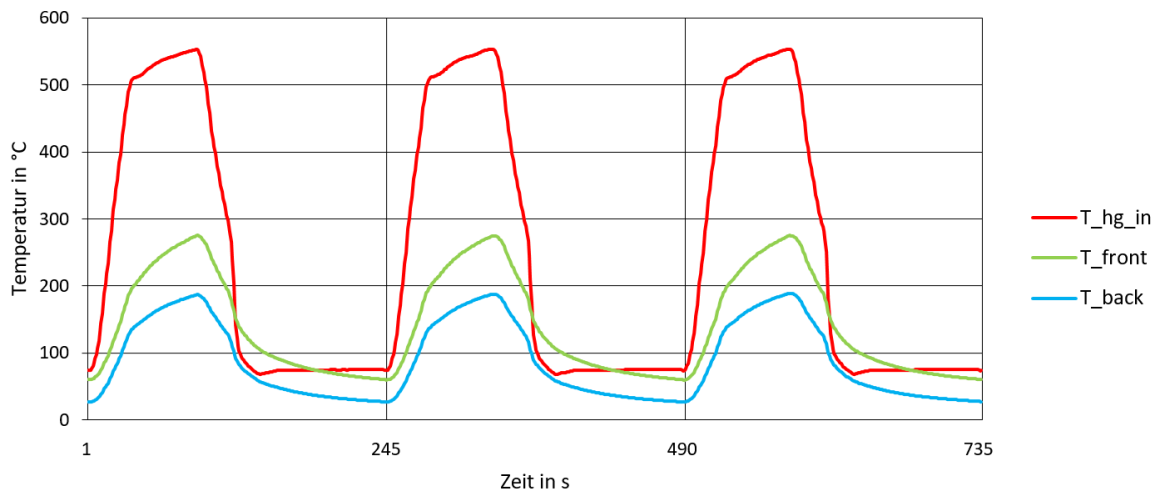


Abbildung 7.7: Gemessene Temperaturen in der ZKP über drei TMF-Zyklen [81]

Für die Behinderung der thermischen Probenausdehnung durch den HFP wird die Traversenposition bei eingespannter Probe und einer Regelung auf 0 kN bei RT aufgenommen und als konstant über die gesamte Prüfdauer vorgegeben. Dadurch erfährt die Probe eine externe Belastung während jedes thermischen Zyklus durch die Reaktionskräfte, welche in Abhängigkeit vom E-Modul und der thermischen Längenausdehnung durch den HFP aufgeprägt werden und in Abbildung 7.8 dargestellt sind.

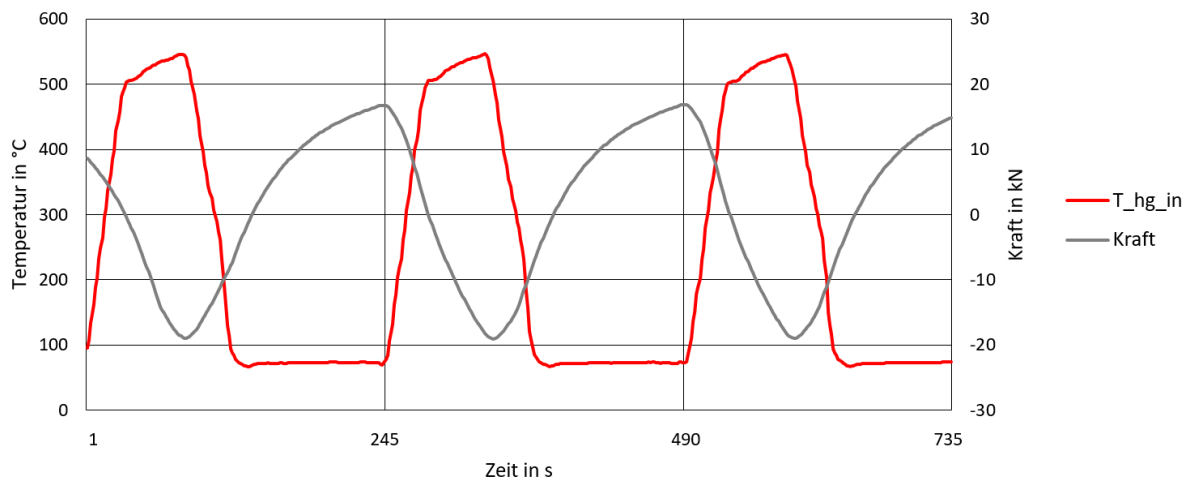


Abbildung 7.8: Kraftverlauf über drei TMF-Zyklen bei ca. der Hälfte der Versuchsdauer [81]

Die Probe erfährt Zugkräfte in der Kaltphase, obwohl die Traversenposition unter Lastfreiheit bei RT eingestellt wurde. Dies ist auf die starke plastische Verformung durch Stauchung in der Heißphase zurückzuführen. Durch die bereits in Kp. 2.4.3 beschriebenen Vorgänge verschiebt sich somit die Mittellast langfristig in Richtung Zugbereich.

Unter diesen Prüfrandbedingungen wurde die Probe mit 521 TMF-Zyklen belastet. In Abbildung 7.9 sind während des Versuchs mit dem Endoskop aufgenommene Bilder des Stegbereichs zu beispielhaften Zeitpunkten zu sehen.

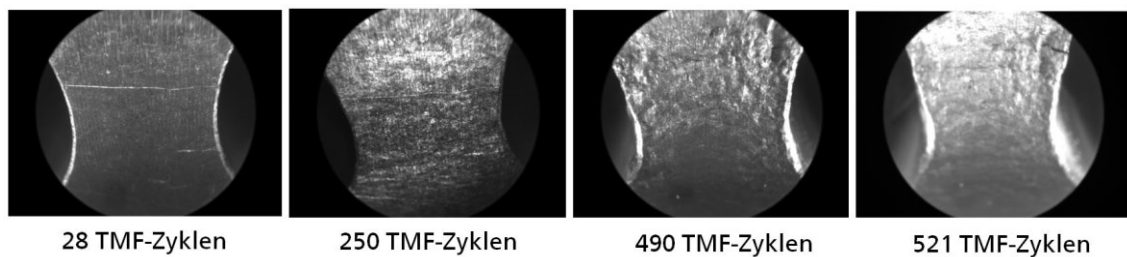


Abbildung 7.9: Aufnahmen des Stegbereichs der ZKP während des Versuchs mit zusätzlicher Dehnungsbehinderung durch den HFP mit zugehöriger TMF-Zyklenzahl [81]

Die unterschiedliche Helligkeit der Bilder ist der Tatsache geschuldet, dass es über die Versuchsdauer zu Rußablagerungen an den Linsen des Endoskops und der Lichtleiter kommt, wodurch deren Leuchtstärke in bestimmten Zeitintervallen nachjustiert werden muss. Trotzdem lässt sich hier schon gut die mit der Versuchsdauer zunehmende Rauigkeit der Oberfläche erkennen, welche auf eine starke Plastifizierung des Stegbereichs hindeutet.

7.3 TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den Hochfrequenzpulsator

Beim zweiten TMF-Versuch wird das Schädigungsverhalten der ZKP bei freier thermischer Ausdehnung beobachtet, welche dadurch ermöglicht wird, indem der HFP konstant über die gesamte Versuchsdauer auf 0 kN geregelt wird. Dies wird realisiert durch das Verfahren der Traverse entsprechend der thermischen Probenausdehnung. Auf Grund der hier zu erwartenden höheren Zyklenzahl bis zum Versagen wird die eigentliche Versuchsdauer reduziert, indem die Probentemperaturen aus Kp. 7.2 in einer kürzeren Zykluszeit angefahren werden. Hierfür wird der Brenner in der Abkühlphase komplett ausgeschaltet, was bewirkt, dass Luft mit niedrigerer Temperatur für die Kühlung verfügbar ist. So kann die Zykluszeit auf 175 s reduziert werden. In Abbildung 7.10 kann die Kraftmessung über drei solche thermischen Zyklen beobachtet werden.

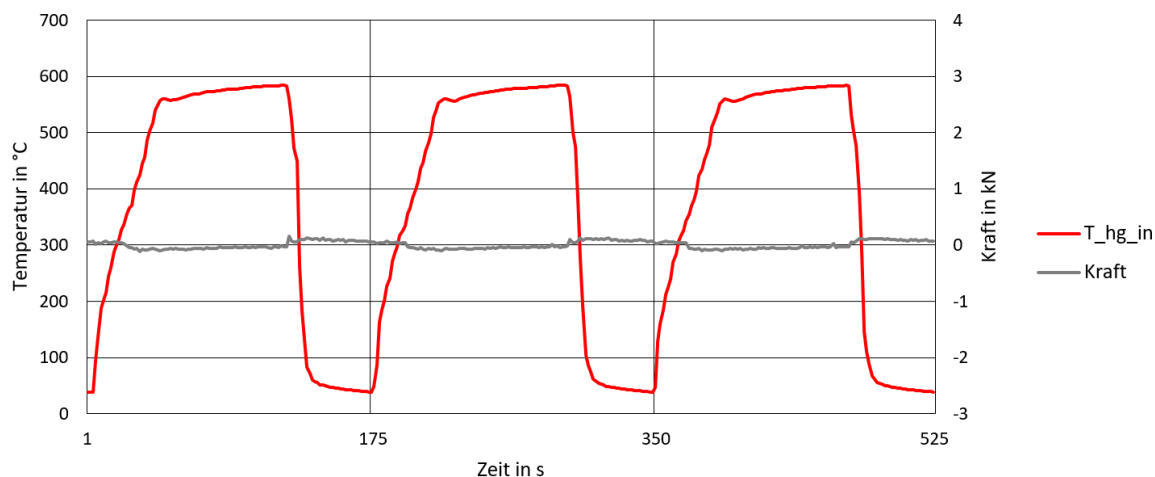


Abbildung 7.10: Kraftverlauf während drei TMF-Zyklen mit Nullkraftregelung des HFP [81]

So wird die ZKP mit insgesamt 1948 TMF-Zyklen belastet. Die fast um den Faktor 4 längere Prüfdauer im Vergleich zu dem in Kp. 7.2 beschriebenen Versuch unterstreicht den Einfluss der Dehnungsbehinderung auf die Schädigung pro Zyklus. In Abbildung 7.11 können Bilder betrachtet werden, die während des Versuchs zu unterschiedlichen Zeitpunkten aufgenommen wurden.

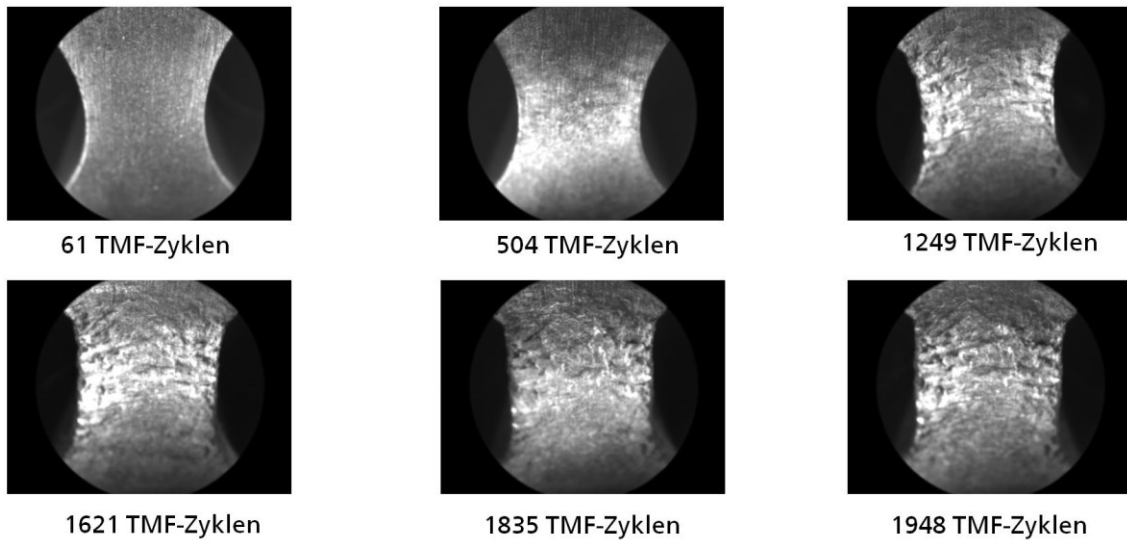


Abbildung 7.11: Aufnahmen des Stegbereichs der ZKP während des Versuchs ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP mit zugehöriger TMF-Zyklenzahl [81]

Auch hier lässt sich eine mit der Versuchsdauer zunehmende Rauigkeit der Oberfläche erkennen, welche auf eine starke Plastifizierung des Stegbereichs hindeutet. Allerdings stellt sie sich im Vergleich zum TMF-Versuch mit zusätzlicher Dehnungsbehinderung durch den HFP auf Grund der geringeren Lasten pro Zyklus erst bei einer höheren Zyklenzahl ein. Die Oberflächenrauigkeit ist hier allerdings bei Versuchsende insgesamt höher. Dies kann dadurch erklärt werden, dass der Anteil an Hochtemperaturschädigung, wie beispielsweise Oxidation, aufgrund der höheren Versuchsdauer größer ist.

7.4 Überlagerte TMF/HCF-Versuche

Bei diesen Versuchen soll das Schädigungsverhalten der ZKP unter TMF- mit überlagertem HCF-Last beobachtet werden. Der erste TMF-Versuch mit überlagertem HCF-Last wird mit einer durchgehenden HCF-Amplitude von $F_{a,HCF} = 2,8 \text{ kN}$ bei einer Mittellast von $F_{m,HCF} = 0 \text{ kN}$ durchgeführt. Auch hier verfährt die Traverse des HFP entsprechend während des Versuchs um die thermische Probenausdehnung zu kompensieren und eine über die Versuchsdauer konstante HCF-Last aufzubringen. Wie in Abbildung 7.12 zu erkennen ist, alterniert die HCF-Frequenz um ihren Mittelwert in einer vernachlässigbaren Höhe in Abhängigkeit der Proben temperatur, was bereits in Kp. 7.1 erläutert wurde. Der Vollständigkeit halber ist dort auch der Verfahrensweg der Traverse als Ausdehnung aufgetragen, welcher in Abhängigkeit der thermischen Probenausdehnung zurückgelegt wird.

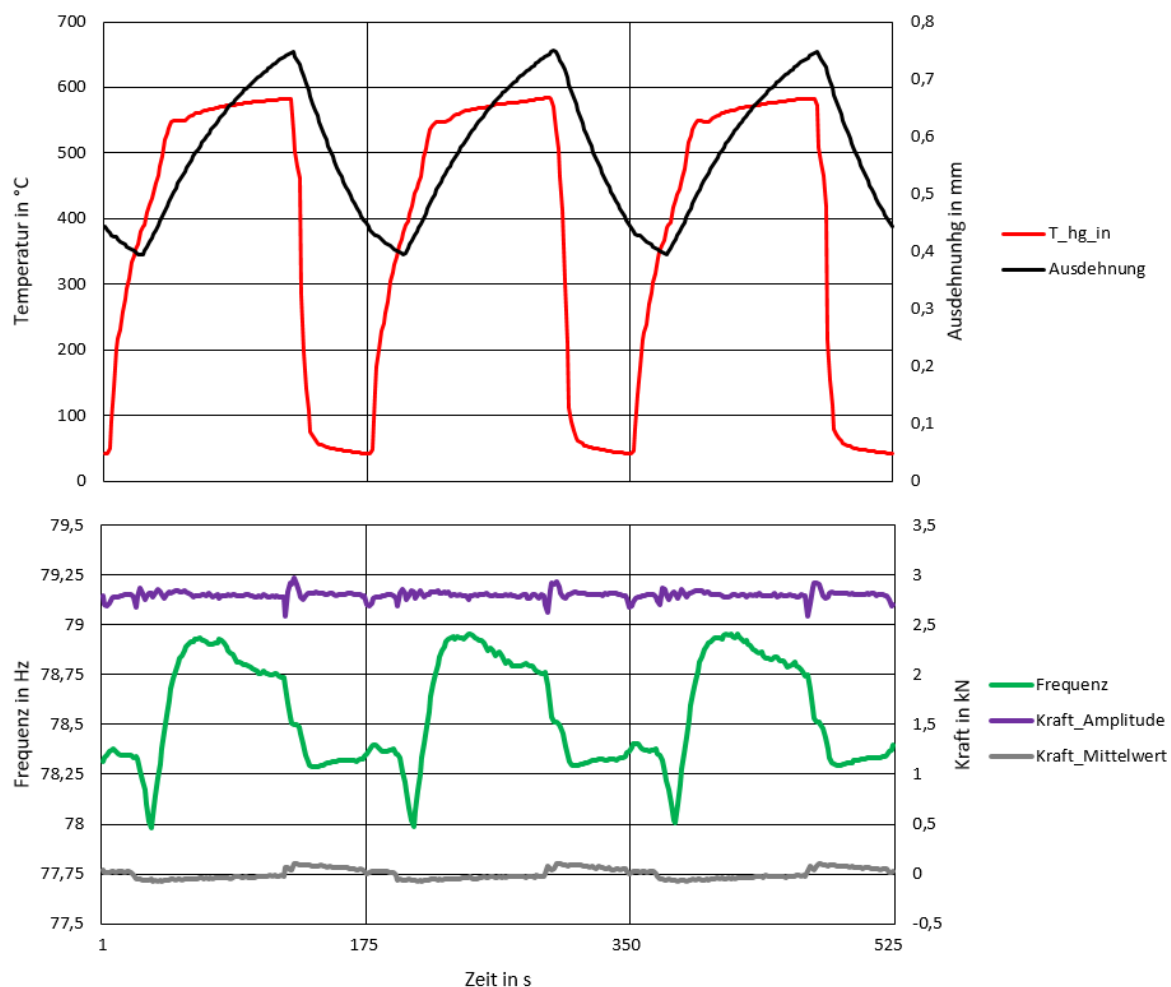


Abbildung 7.12: Verlauf der HCF-Kraftamplitude, -Mittelkraft und -Frequenz zusammen mit der Traversenposition über drei TMF-Zyklen [81]

Nach 509 überlagerten TMF-Zyklen wird die Prüfung abgebrochen ohne einen makroskopischen Anriss. Im Stegbereich der ZKP und an der entsprechenden Stelle am Kühladapter ist Kavitationserosion aufgetreten, deren Schadensbild in Abbildung 7.13 zu sehen ist. Dies hat dazu geführt, dass das dort abgetragene Material sich in den filigranen Kühlkanälen des Kühladapters abgelagert, diese verstopft hat und dadurch die gewünschte Temperaturverteilung in der ZKP nicht mehr eingestellt werden kann. Auf Grund dieses frühzeitigen Versuchsabbruchs hat sich noch keine makroskopische Schädigung auf der Vorderseite des Ventilstegs eingestellt. Eine mikroskopische Betrachtung der Schädigung und Diskussion dieses Versuchs erfolgen in Kp. 9.2.3.

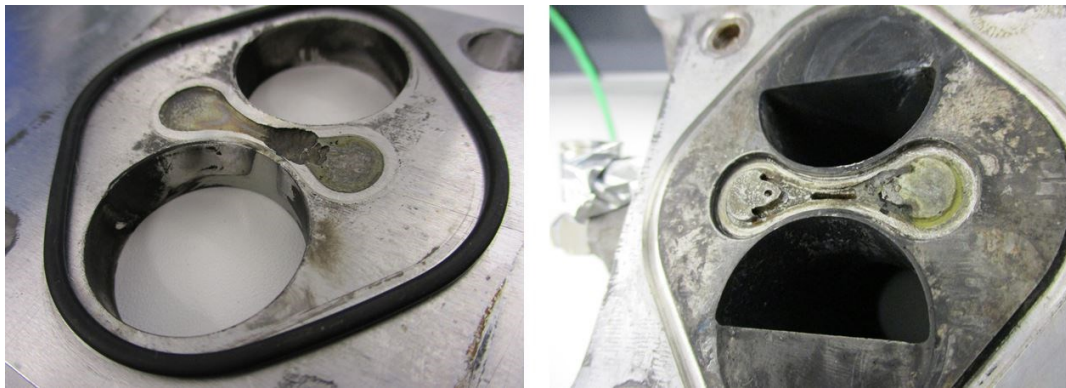


Abbildung 7.13: Kavitationserosion an der Rückseite der ZKP und am Kühladapter im Stegbereich [81]

Der für das Schadensbild von Kavitationserosion charakteristische kugelförmige Materialabtrag tritt hauptsächlich in einem der beiden Auslässe des Stegkühlkanals auf, der in diesem Bereich durch die Rückseite des Probenstegs und den Kühladapter gebildet wird. In dem anderen Auslass an ähnlicher Position sind sowohl an der Probe als auch am Kühladapter ebenfalls erste Anzeichen von Kavitationserosion zu erkennen.

Für die folgenden beiden überlagerten TMF/HCF-Versuche wird der ursprüngliche Kühladapter überarbeitet, was detailliert in Kp. 9.2.3 beschrieben wird. Um das erneute Auftreten von Kavitation zu vermeiden, werden hier sowohl Material als auch Kühlkanäle angepasst und als Kühlmedium für die Stegkühlung wird Glykosol verwendet. Außerdem wird ein Bypass-Ventil für die Heißgasführung installiert, welches die Zykluszeiten verkürzt, indem in der Kaltphase der Brenner nicht ausgeschaltet werden muss, sondern bei einem Betriebspunkt mit niedrigerer Temperatur und niedrigerem Massenstrom betrieben werden kann. Hierdurch kann in der Kaltphase das Heißgas am Prüfling vorbeigeleitet werden und der Brenner kann in der Heißphase wieder schneller die maximale Leistung anfahren. Die adaptierte Heißgasführung ist in Abbildung 7.14 zu sehen, wo zusätzlich die Kaltluftzufuhr in das Thermoschockmischrohr in der Kaltphase mit einem blauen Pfeil verbildlicht ist und die Seite der Heißgaszufuhr mit einem roten.

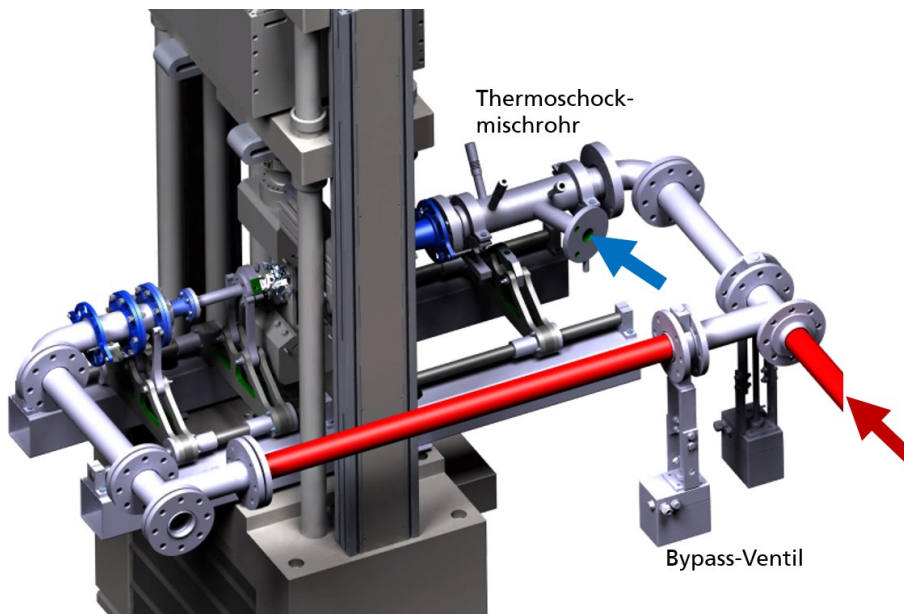


Abbildung 7.14: Bypass-Ventil in der Heißgasführung

Mit dem angepassten Kühladapter, Glykosol als Kühlmedium für die Stegkühlung und dem Bypass-Ventil in der Heißgasführung stellt sich eine neue Temperaturverteilung in der ZKP über einen kürzeren thermischen Zyklus ein. Für die Messung der Temperaturverteilung über einen solchen verkürzten Zyklus wurde die ZKP mit den zwei Thermoelementen mit acht weiteren versehen, um die aufgeprägte thermomechanische Belastung genauer modellieren zu können. Die insgesamt zehn Messstellen sind in Abbildung 7.15 dargestellt und die jeweils gemessenen Temperaturverläufe über einen thermischen Zyklus können Abbildung 7.16 entnommen werden.

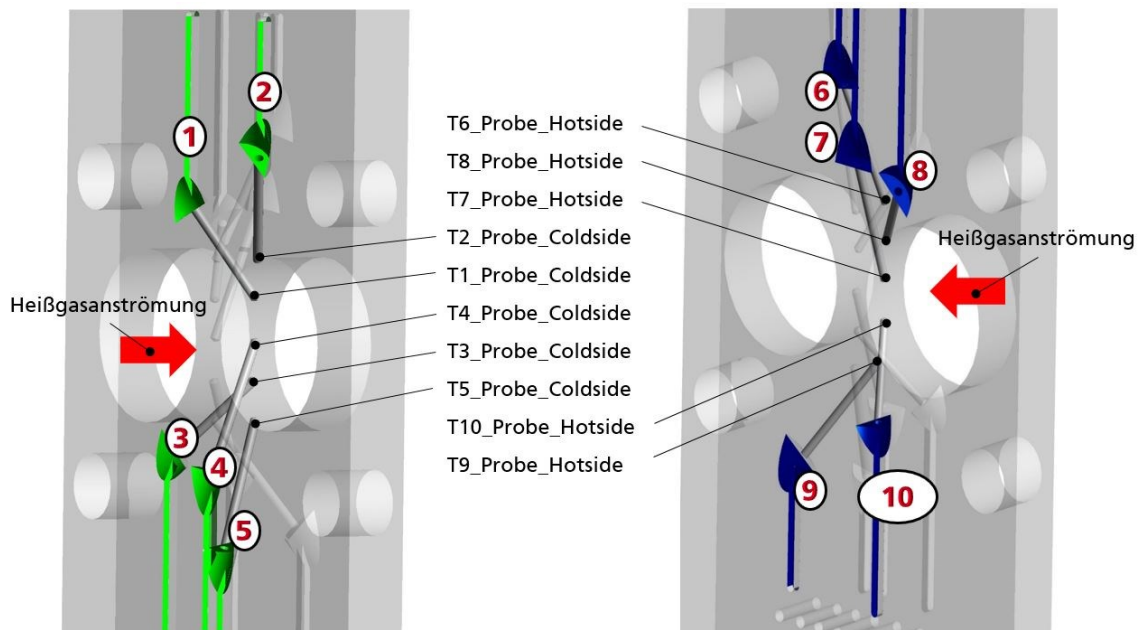


Abbildung 7.15: Transparent dargestellte ZKP mit zehn Thermoelementen mit den grün hervorgehobenen Messstellen für die der Heißgasanströmung abgewandten Probenfläche auf der linken Seite und mit den blau markierten für die der Heißgasanströmung zugewandten Fläche auf der rechten Seite

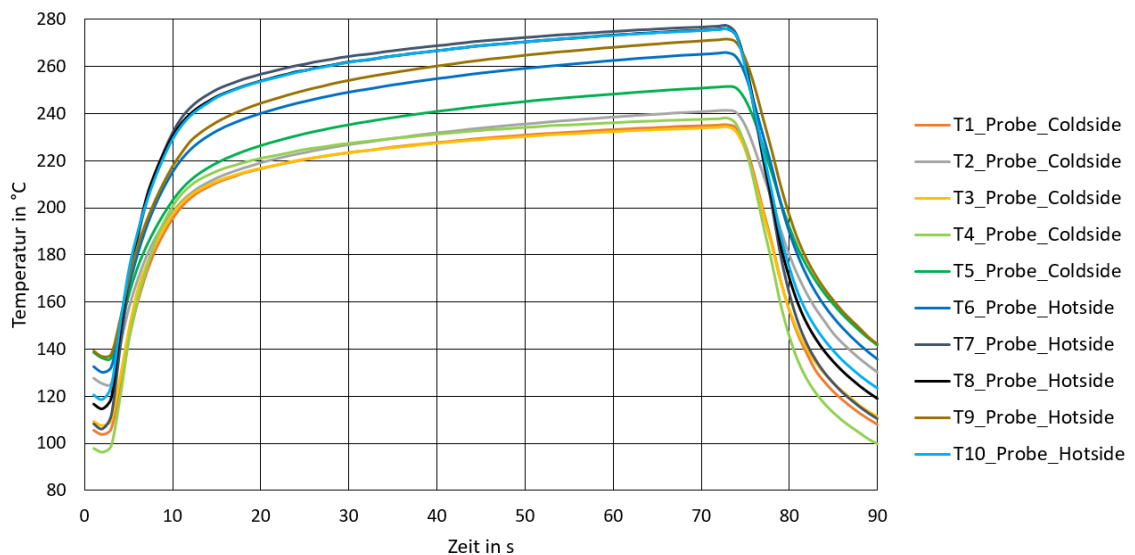


Abbildung 7.16: Gemessene Temperaturen in der ZKP mit zehn Thermoelementen über einen eingeschwingenen thermischen Zyklus

Der angepasste Prüfstands Aufbau für die TMF-Versuche mit überlagerter HCF-Last ist in Abbildung 7.17 dargestellt.

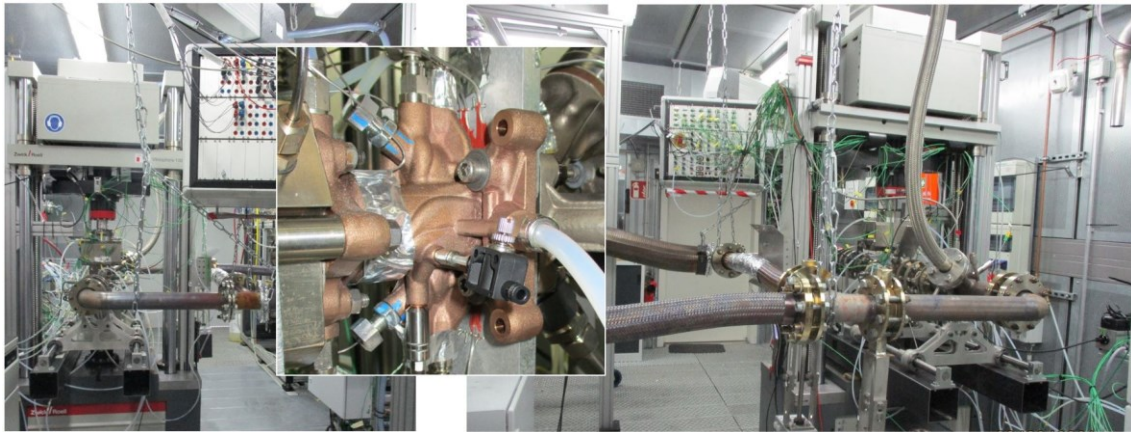


Abbildung 7.17: Angepasster Prüfstands Aufbau mit Fokus auf den angepassten Kühladapter in der Mitte

Für den zweiten HCF-überlagerten TMF-Versuch wird wie beim ersten der ZKP eine durchgehende HCF-Amplitude von $F_{a,HCF} = 2,8 \text{ kN}$ bei einer Mittellast von $F_{m,HCF} = 0 \text{ kN}$ bei einer HCF-Frequenz von $f_{HCF} = 72,6 \text{ Hz}$ aufgeprägt. Hier wird allerdings mit dem geänderten Prüfstands Aufbau die neue Temperaturverteilung eingestellt. In Abbildung 7.18 sind die Aufnahmen des Stegbereichs der Probe während des Versuchs zu sehen, bei dem die ZKP mit 2269 überlagerten TMF-Zyklen belastet wurde.

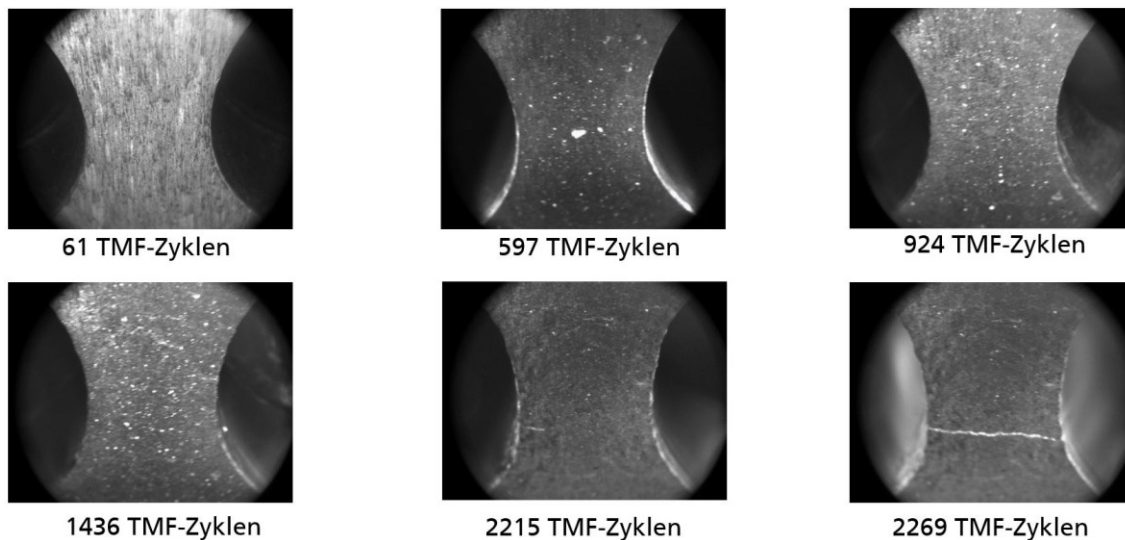


Abbildung 7.18: Aufnahmen des Stegbereichs während der TMF/HCF-Prüfung mit $F_{a,HCF} = 2,8 \text{ kN}$ und angepassten Prüfstands Aufbau

Im Gegensatz zu den TMF-Versuchen ohne HCF-Überlagerung ist hier eine sehr viel geringere Aufrauung der Oberfläche sichtbar. Dies lässt auf eine geringere Plastifizierung schließen, welche aus einer geringeren TMF-Last pro thermischen Zyklus resultiert.

Diese ist auch der Grund für die höhere Zyklenzahl bis zum Anriss im Vergleich zum TMF-Versuch ohne zusätzliche Dehnungsbehinderung. Abbildung 7.16 kann man entnehmen, dass sich mit dem angepassten Prüfstands Aufbau sowohl geringere Temperaturgradienten als auch -transienten in der Probe einstellen, welche in einer niedrigeren TMF-Schädigung resultieren als bei den Versuchen ohne HCF-Überlagerung bzw. mit altem Versuchssetup. Die bei diesem Versuch der ZKP aufgeprägte TMF-Zyklenzahl ist sogar etwas größer als die bei dem in Kp. 7.3 beschriebenen Versuch. Dies könnte auf eine geringere TMF-Schädigung zurückzuführen sein. Allerdings müsste die TMF-Schädigung so viel größer sein, dass sie sogar eine überlagerte HCF-Belastung überkompensiert. Hier ist eine gesonderte Betrachtung der Bruchfläche erforderlich, welche in Kp. 9.2.3 vorgenommen wird.

Für den dritten HCF-überlagerten TMF-Versuch wird die HCF-Last vergrößert, indem die HCF-Amplitude um 40 % erhöht wird. Dadurch soll ermöglicht werden, den Einfluss der überlagerten HCF-Last auf das Schädigungsverhalten genauer beurteilen zu können. Aufnahmen zu diesem Versuch mit einer HCF-Amplitude von $F_{a,HCF} = 3,92 \text{ kN}$ bei einer Mittellast von $F_{m,HCF} = 0 \text{ kN}$ und einer HCF-Frequenz von $f_{HCF} = 72,3 \text{ Hz}$ sind in Abbildung 7.19 zu sehen. Dabei wurden mit dem angepassten Prüfstands Aufbau 661 TMF-Zyklen aufgeprägt.

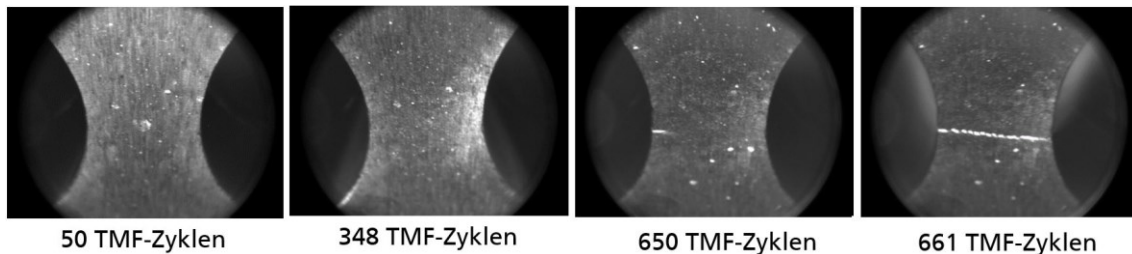


Abbildung 7.19: Aufnahmen des Stegbereichs während der TMF/HCF-Prüfung mit $F_{a,HCF} = 3,92 \text{ kN}$ und angepassten Prüfstands Aufbau

Hier ist die Aufrauhung der Oberfläche am Ende der Prüfung sogar noch geringer als bei dem zweiten HCF-überlagerten TMF-Versuch. Ursache hierfür ist, dass die Probe auf Grund der geringeren Anzahl von TMF-Zyklen vergleichsweise auch weniger Plastifizierung erfahren hat. Hier kann die kleinere TMF-Zyklenzahl im Vergleich zum zweiten in diesem Kapitel beschriebenen TMF/HCF-Versuch, bei gleicher TMF-Schädigung, eindeutig auf die höhere HCF-Kraft zurückgeführt werden. Eine genauere Betrachtung und Diskussion des Einflusses der HCF-Last auf die Gesamtschädigung erfolgt in Kp. 9.2.3.

8 Versuchsdurchführung an der bauteilnahen Kolbenprobe

8.1 Validierung der Auslegung der Kolbenlagerung und Aufnahme der Temperaturverteilung

Vor den TMF-Versuchen mit der Kolbenprobe wird die Auslegung der Kolbenlagerung hinsichtlich ihrer Dauerfestigkeit mit besonderem Fokus auf Klemmstücke und Ringträger überprüft. Hierzu wird ein reduzierter Aufbau verwendet, bei dem auf die heißgasführenden Komponenten verzichtet wird, da diese keinen Einfluss auf die Haltbarkeit der Kolbenlagerung haben. Dieser reduzierte Aufbau kann in Abbildung 8.1 betrachtet werden, bei welchem der Kolben mit den Klemmstücken wie bei den späteren TMF-Versuchen fixiert ist.

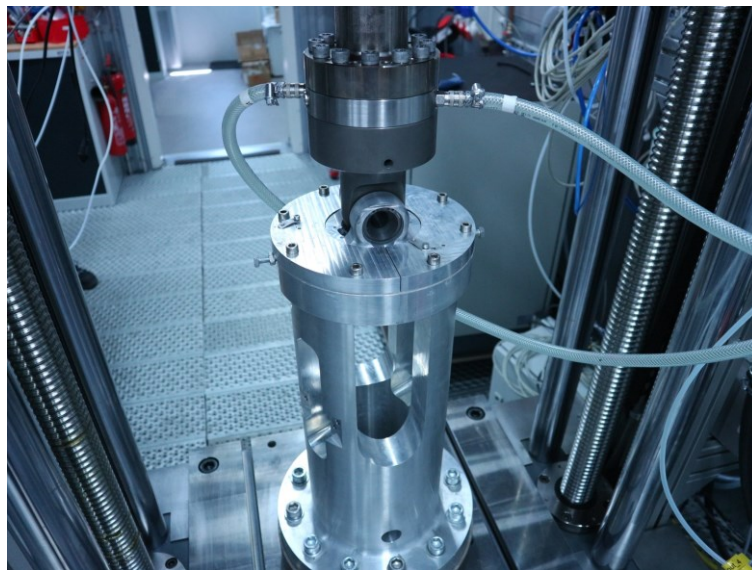


Abbildung 8.1: Reduzierter Versuchsaufbau zur Validierung der Auslegung der Kolbenlagerung [81]

Dabei stellt sich heraus, dass eine mechanische Wechsellast zu vermeiden ist, da sich so ein Spiel zwischen Klemmstücken und Ringträger einstellt. Dieses resultiert in einer sehr langwierigen und energieintensiven Einschwingphase des HFP. Außerdem zeigt sich, dass eine DLC-Beschichtung (engl. Diamond-like carbon) des Kolbenbolzens nötig ist, um Kaltverschweißungen zwischen Pleueflansch und Bolzen zu vermeiden.

Nach einer Lastspielzahl von $N_{\alpha,HCF} = 7 \times 10^7$ unter der Durckschwelllast mit einer Mittelkraft von $F_{m,HCF} = -10,5 \text{ kN}$ und einer Kraftamplitude von $F_{\alpha,HCF} = 10 \text{ kN}$ können keine Schäden an Ringträger und Klemmstücken festgestellt werden. Dadurch wurde die dauerfeste Auslegung der Kolbenlagerung validiert. Das Ergebnis bei Raumtemperatur ist übertragbar auf die TMF-Versuche, da die zu erwartenden Temperaturen an Ringträger und Klemmstücken zu lediglich vernachlässigbar niedrigen Änderungen von deren Werkstoffeigenschaften führen.

Für die Aufnahme der Temperaturverteilung in der Kolbenprobe unter thermischer Last werden insgesamt zwölf Thermoelemente vom Typ K mit 1,5 mm Durchmesser des Inconelmantelrohrs verwendet. Dabei wird mit acht Thermoelementen die Temperaturverteilung direkt am Muldenrand und mit jeweils einem Thermoelement die Temperatur am Feuersteg, am Ringträger, in der Muldenmitte und im tiefsten Bereich der Mulde gemessen. Die entsprechenden Messpositionen zusammen mit dem Kühlmedium ein- und -auslass der Kolbenkühlung in den Ringkühlkanal können Abbildung 8.2 entnommen werden.

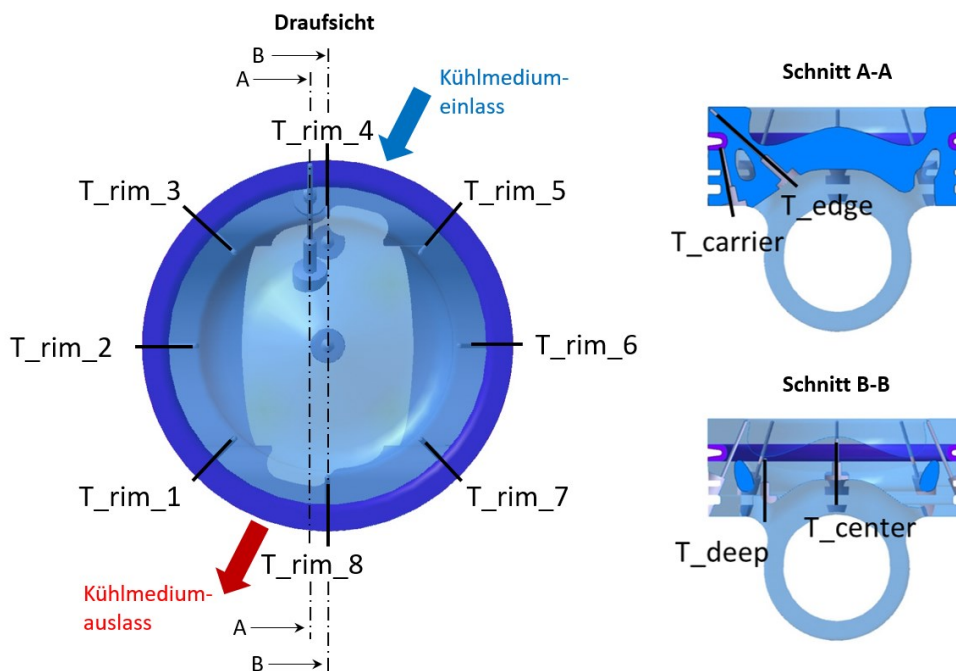


Abbildung 8.2: Mit zwölf Thermoelementen versehene KP zur Messung der Temperaturverteilung [81]

Die Kühlkreisläufe der Prüfinfrastruktur sind äquivalent zu denen für die Prüfung der ZKP aufgebaut. Eine Ausnahme bildet hier die Kolbenkühlung, wie in Abbildung 8.3 zu sehen. Um unterschiedliche Kühlmedien unabhängig von den Medien in den restlichen Kühlkreisläufen prüfen zu können, wird hier ein in sich geschlossener Kreislauf installiert.

Dieser verfügt über zwei Wärmetauscher, von denen der erste nach der Pumpe dazu dient, das Kühlmedium während der Heißphase im thermischen Zyklus vor Eintritt in die KP vorzuheizen. Der zweite übernimmt die Aufgabe, das Kühlmedium wieder abzukühlen. Mittels zweier Ventile kann der KP entweder in der Heizphase vorgeheiztes oder in der Kaltphase abgekühltes Kühlmedium zugeführt werden. Auf diese Weise können die maximalen und minimalen Proben Temperaturen schneller eingestellt werden.

Eine Prüfung mit unterschiedlichen Medien für die Kolbenkühlung zeigt, dass Glykosol N am geeignetsten ist, um die gewünschte Temperaturverteilung einzustellen. Die Untersuchungen zu den Temperaturverteilungen in der KP können detailliert in [81] nachgelesen werden.

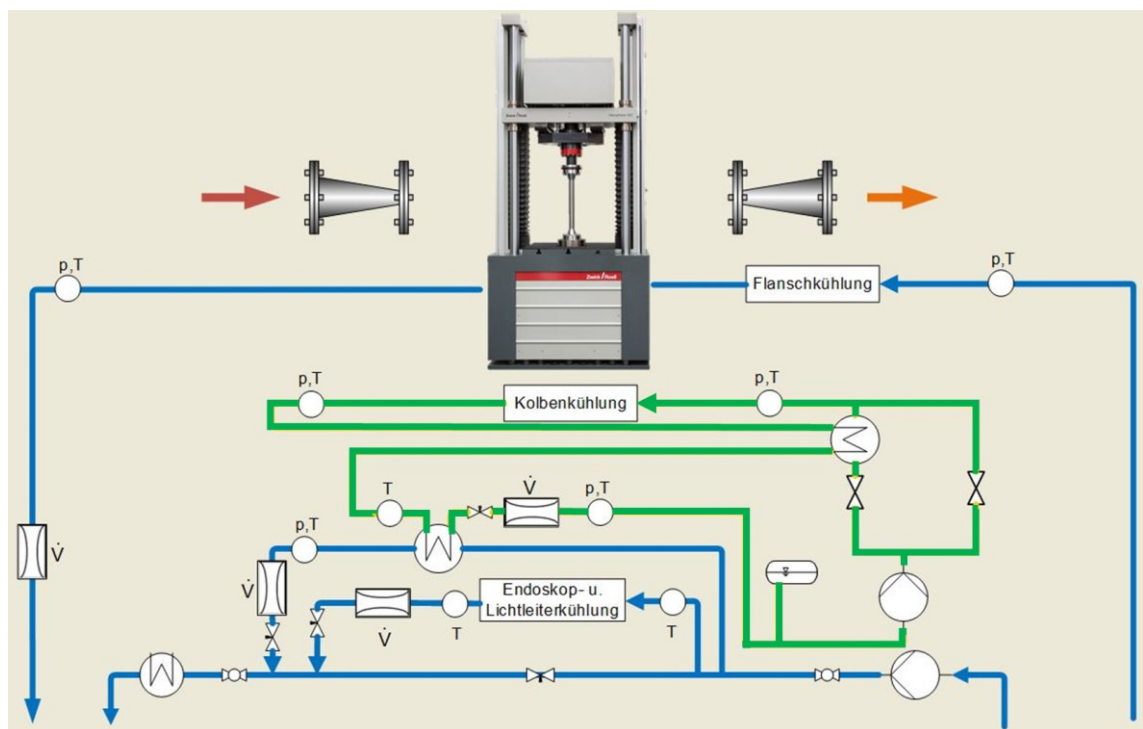


Abbildung 8.3: Schematische Übersicht der Kühlkreisläufe für die Prüfung der KP [81]

8.2 TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den Hochfrequenzpulsator

Bei diesem Versuch soll das Schädigungsverhalten der KP unter TMF-Last ohne zusätzliche Dehnungsbehinderung durch den HFP beobachtet werden. Für den TMF-Versuch werden Temperaturen und Druckflüsse der Kolbenkühlung sowie Heißgastemperaturen

und -massenströme zusammen mit Heiz- und Abkühlraten durch den Brenner so eingestellt, dass Temperaturen im Kolben wie in Abbildung 8.4 dargestellt gemessen werden können. Dabei bezeichnet T_{rim_mean} die über alle acht Thermolemente am Muldenrand gemittelten gemessenen Temperaturwerte von denen an T_{rim_1} der höchste gemessen wurde und $T_{cw_in_1}$ die am Kühlmittleinlass gemessene Temperatur der Kolbenkühlung.

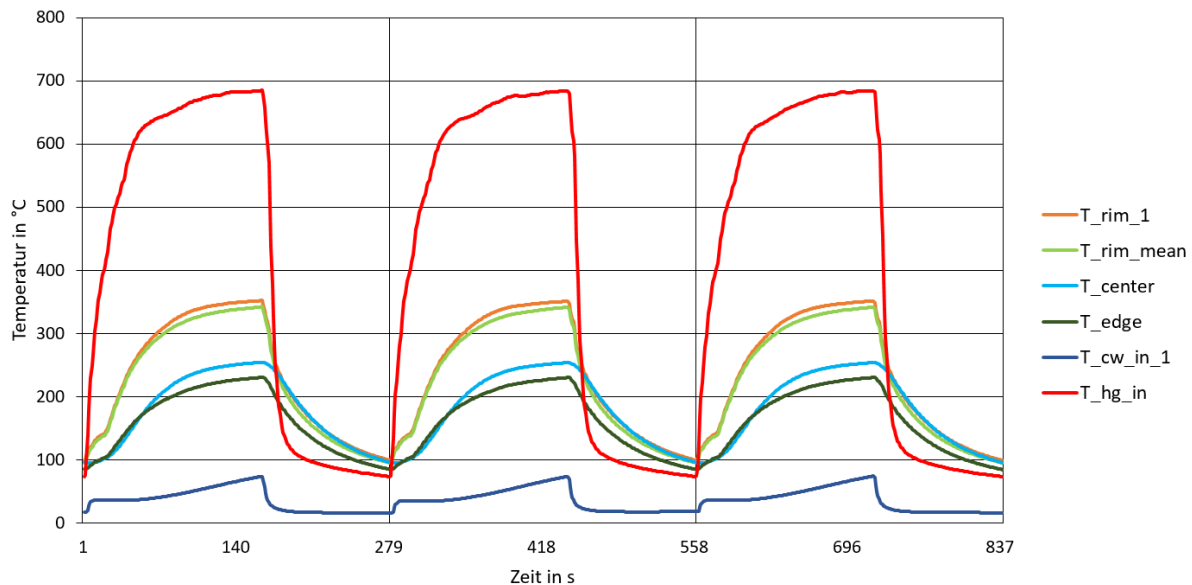


Abbildung 8.4: Eingestellte Heißgas-, Kolben- und Kühlwassertemperaturen über drei TMF-Zyklen [81]

Äquivalent zum zweiten TMF-Versuch mit der ZKP wird die Verfahrenstraverse des HFP auch hier so angesteuert, dass dem Kolben keine Last durch den HFP bei thermischer Ausdehnung aufgeprägt wird. Lediglich in den extrem steilen Phasen im Heißgastemperaturverlauf jeweils zu Beginn der Aufheiz- und Abkühlphasen treten kleine Ausreißer auf, wie in Abbildung 8.5 zu sehen, welche jedoch alle betragsmäßig kleiner 90 N und somit vernachlässigbar sind.

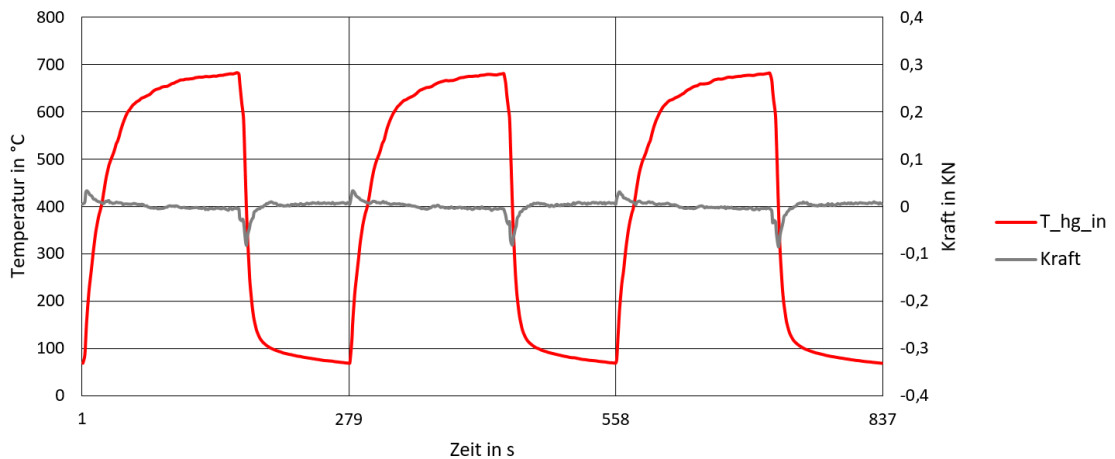


Abbildung 8.5: Gemessene Kraftwerte über drei der KP aufgeprägte TMF-Zyklen [81]

Der Versuch wird nach 7000 TMF-Zyklen beendet ohne einen makroskopischen Anriss am Muldenrand bzw. ohne sichtbare Schädigung der Oberfläche. Die aufgeprägte TMF-Last pro Zyklus ist offensichtlich zu gering, um innerhalb von 7000 Zyklen eine makroskopische Schädigung zu verursachen. Auf die ausbleibende makroskopische Schädigung wird in Kp. 9.3.1 eingegangen. Dort erfolgt auch eine mikroskopische Betrachtung der Schädigung und Diskussion der Versuche mit der KP.

8.3 Überlagerter TMF/HCF-Versuch

Der TMF-Versuch mit überlagerter HCF-Belastung wird mit einer durchgehenden Mittelast von $F_{m,HCF} = -10,5 \text{ kN}$ und einer Amplitude von $F_{a,HCF} = 10 \text{ kN}$ durchgeführt. Dabei werden die gleichen Temperaturen eingestellt, wie schon beim reinen TMF-Versuch, welche Abbildung 8.4 entnommen werden können. Ähnlich wie bei den überlagerten TMF/HCF-Versuchen mit der ZKP alterniert die HCF-Frequenz hier ebenfalls mit der Temperatur, wie in Abbildung 8.6 zu sehen.

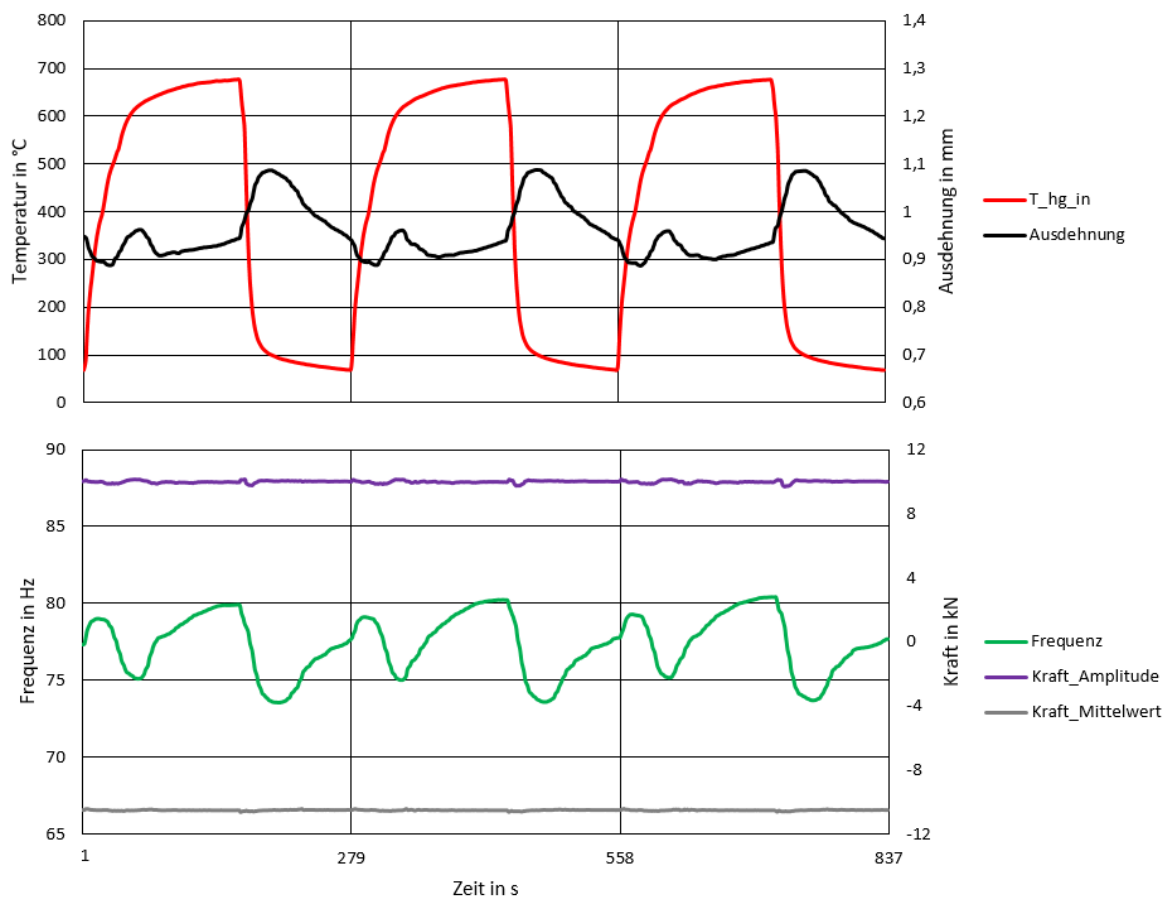


Abbildung 8.6: Verlauf der HCF-Kraftamplitude, -Mittelkraft und -Frequenz zusammen mit der Traversenposition über drei TMF-Zyklen [81]

Hier fällt diese Schwankung etwas größer aus mit < 3 Hz um den Mittelwert von 77,5 Hz, was auf die größeren Temperaturschwankungen des Prüflings zurückgeführt aber ebenfalls als vernachlässigbar betrachtet werden kann. Was hier auch noch deutlicher als bei der ZKP zu sehen ist, ist der Zusammenhang von der Ausdehnung des Prüfaufbaus und der sich einstellenden Eigenfrequenz, wie er bereits in Kp. 7.1 erläutert wurde: Je größer die Ausdehnung, desto kleiner die Frequenz. Der Zusammenhang ist hier deutlicher erkennbar, da der thermische Zyklus länger andauert und damit trotz der etwas größeren Temperaturschwingbreite die effektiven Temperaturtransienten pro Zyklus geringer ausfallen. Dadurch hat der HFP mehr Zeit, die für den Kraftzielwert benötigte Traversenposition anzufahren, was sich in einem präziseren Einregeln der aktuellen Eigenfrequenz äußert.

Hier wird die gleiche KP verwendet, wie schon für den TMF-Versuch. Dieser Versuch wird nur zur Demonstration des einwandfreien Betriebs bei überlagerter Belastung über einen verhältnismäßig langen Zeitraum durchgeführt. Aus diesem Grund wird der Versuch

nach 339 überlagerten Zyklen beendet ohne einen sichtbaren makroskopischen Anriss bzw. ohne sichtbare Schädigung der Oberfläche. Das Ausbleiben der makroskopischen Schädigung, auch mit überlagerter HCF-Last, war zu erwarten auf Grund des beobachteten Schädigungsverhaltens beim reinen TMF-Versuch über 7000 Zyklen, bei dem auch schon eine sichtbare Schädigung der Oberfläche ausblieb. Da die überlagerte HCF-Last erst ab einer bestimmten Risslänge das Risswachstum beschleunigt, wie bereits in Kp. 4.1.2 erläutert, konnte sie keinen Schädigungsbeitrag leisten, da noch kein durch TMF-Last hervorgerufener Riss an der Oberfläche vorhanden war.

9 Auswertung und Diskussion der Versuchsergebnisse

9.1 Reproduzierbarkeit der Belastungen

Für eine Bewertung der Lebensdauern aus den jeweiligen Versuchen und deren Vergleichbarkeit mit den entsprechenden berechneten Lebensdauern muss sichergestellt sein, dass die im Versuch aufgeprägten Belastungen reproduzierbar sind. Ist dies der Fall, kann davon ausgegangen werden, dass die Proben über die Versuchsdauer mit immer gleichen Lasten beaufschlagt werden, wie es auch simuliert wird. Diese Belastungen können aufgeteilt werden in diejenigen, welche maßgeblich durch den Heißgasstrom aufgeprägt werden und diejenigen, die durch den HFP aufgebracht werden. Im Folgenden werden die Belastungen für die ZKP betrachtet. Das Vorgehen zur Prüfung der Reproduzierbarkeit lässt sich ebenso auf die KP übertragen.

9.1.1 Belastungen durch den Heißgasstrom

Zur Beurteilung, ob die Belastungen durch den Heißgasstrom reproduzierbar sind, wird die Streuung der maximalen und der minimalen Heißgastemperaturen pro Zyklus für eine gesamte Prüfung berechnet. Diese sind ausschlaggebend für die TMF-Belastung in der Probe. Dies wird repräsentativ für den zweiten HCF-überlagerten TMF-Versuch mit $F_{a,HCF} = 2,8$ kN durchgeführt, da bei diesem Versuch der ZKP die meisten TMF-Zyklen in Höhe von 2269 Stück aufgeprägt worden sind. Die jeweilige Streuung wird mit folgender Formel berechnet:

$$s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad \text{mit} \quad \bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i$$

Dementsprechend ergibt sich eine mittlere maximale Heißgastemperatur von $\bar{T}\text{-hg-max} = 637$ °C und eine mittlere minimale von $\bar{T}\text{-hg-min} = 46$ °C. Die dazugehörige Streuung berechnet sich zu $s(\text{T-hg-max}) = 3,3$ °C und $s(\text{T-hg-min}) = 2,5$ °C.

Um die jeweilige Streuung hinsichtlich der Beurteilung der Reproduzierbarkeit einordnen zu können wird die maximal zulässige Grenzabweichung für die verwendeten Thermoelemente nach DIN EN 60584-1 und Thermoleitungen nach DIN EN 60584-3 herangezogen. Für die entsprechende Heißgastemperaturmessung wurden Thermoelemente

vom Typ K der Genauigkeitsklasse zwei in Kombination mit Thermoleitungen des gleichen Typs und der gleichen Genauigkeitsklasse verwendet. Die Summe der Grenzabweichungen der Thermoelemente und Anschlussleitungen berechnet sich für die mittlere maximale Heißgastemperatur zu $\pm 7,3 \text{ °C}$ und für die mittlere minimale zu $\pm 5,0 \text{ °C}$ [97, 98].

Da die Summe der Grenzabweichungen der verwendeten Thermoelemente und Anschlussleitungen größer ist als die Streuung der Minimal- und Maximaltemperaturen des Heißgases, kann hier angenommen werden, dass die Belastungen durch den Heißgasstrom reproduzierbar sind.

9.1.2 Belastungen durch den Hochfrequenzpulsator

Der HFP wird in zwei unterschiedlichen Betriebsarten für die TMF- und TMF/HCF-Versuche verwendet mit Ausnahme des ersten TMF-Versuchs mit Dehnungsbehinderung durch den HFP an der ZKP. Hier behält der HFP eine fixe Traversenposition und übt somit keinen aktiven Einfluss auf die Belastung der Probe aus. Die unterschiedlichen Betriebsarten sind zum einen der Ausgleich der thermischen Probendehnung beim zweiten TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP und die durchgängige Belastung der Probe mit einer konstanten HCF-Last bei den TMF/HCF-Versuchen.

In der Betriebsart im zweiten TMF-Versuch übt der HFP aktiv durch das Regeln auf 0 kN mittels Verfahren der Verfahrraverse entsprechend der thermischen Probendehnung eine Belastung auf die Probe aus. Zur Beurteilung der Belastung wurde die Kraftmessung während des gesamten Versuchs ausgewertet und die Streuung mit der Formel aus dem vorherigen Kapitel berechnet. So wurde eine Streuung der gemessenen Kraft von $s(F_{\alpha,HCF} = 0 \text{ kN}) = 60 \text{ N}$ bei einem Mittelwert von $\bar{F}(F_{\alpha,HCF} = 0 \text{ kN}) = 0 \text{ N}$ berechnet. Würde der Betrag dieser Streuung als Amplitude einer durchgängigen HCF-Belastung mit einer Mittelkraft von 0 N auf die ZKP aufgeprägt werden, so wäre die resultierende HCF-Dehnungsamplitude im kritischen Punkt des Ventilstegs sehr viel kleiner als die minimale HCF-Dehnungsamplitude von 0,02 %, ab der ein Einfluss auf die Lebensdauer von AlSi7Mg erkennbar ist, was in [99] beobachtet werden konnte. Aus diesem Grund kann die Belastung durch den HFP auf die ZKP in dieser Betriebsart vernachlässigt werden.

Für die Beurteilung der Betriebsart in den TMF/HCF-Versuchen wird wie schon in Kp. 9.1.1 der zweite mit HCF-Überlagerung durchgeführte Versuch repräsentativ betrachtet, da hier die meisten HCF-Zyklen aufgeprägt wurden. Hier wird eine Streuung der HCF-Amplitude $F_{\alpha,HCF} = 2,8 \text{ kN}$ in Höhe von $s(F_{\alpha,HCF} = 2,8 \text{ kN}) = 70 \text{ N}$ bei einem Mittel-

wert von $\bar{F}(F_{a,HCF} = 2,8 \text{ kN}) = 2,8 \text{ N}$ berechnet. Somit beträgt die Streuung hier lediglich 2,4 % der aufgeprägten HCF-Amplitude. Mit der Annahme für die Lebensdauerberechnung, dass die überlagerte HCF-Belastung lediglich zu elastischen Ent- bzw. hier auch Belastungen führt, was FE-Rechnungen auch gezeigt haben, kann davon ausgegangen werden, dass die HCF-Dehnungsamplitude im gleichen Maß streut wie die HCF-Kraftamplitude. In diesem Fall ist die Streuung der Belastung der ZKP durch den HFP auch in dieser Betriebsart vernachlässigbar.

Da in beiden betrachteten Betriebsarten die jeweiligen Belastungsstreuungen vernachlässigbar sind, kann hier davon ausgegangen werden, dass auch die Belastungen durch den Hochfrequenzpulsator reproduzierbar sind.

9.2 Schädigung an der Zylinderkopfprobe und Abgleich mit der Lebensdauervorhersage sowie deren Bewertung

9.2.1 TMF-Versuch mit Dehnungsbehinderung

Bevor die ZKP nach dem TMF-Versuch mit Dehnungsbehinderung durch den HFP aus Kp. 7.2 nach 521 TMF-Zyklen ausgebaut wird, werden Aufnahmen vom kritischen Stegbereich mit einer Schlauchkamera durch die Endoskop- und Lichtleiteröffnungen im montierten Zustand gemacht. Die so aufgenommenen Bilder sind in Abbildung 9.1 zu sehen.

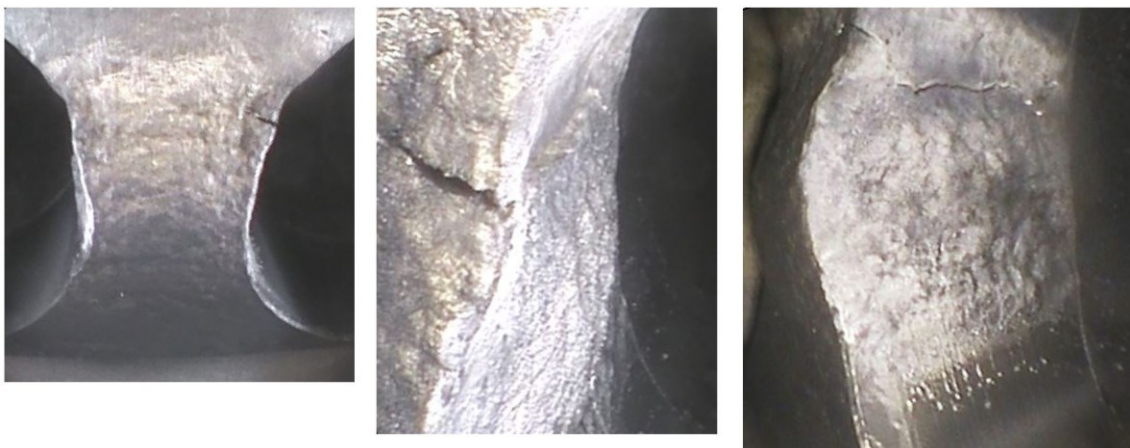


Abbildung 9.1: Stegbereich im eingebauten Zustand nach der TMF-Prüfung mit ganzheitlicher Behinderung der Probenausdehnung [81]

Besonders auffällig ist hier der extrem aufgequollene Bereich der Stegmitte. Dieser erinnert an die Beobachtungen durch Humbertjean und Beck in [100] während überlagerter TMF/HCF-Versuche mit Rundproben, die mittels HPDC (engl. High Pressure Die Casting) aus dem Werkstoff AlSi12Cu4Ni3 gegossen wurden. Dabei hat der sich während der TMF-Zyklen ausgebildete hohe Druck von Luft, welche in Poren eingeschlossen wurde, das Aufquellen hervorgerufen. Die besagten Poren haben sich dort während des HPDC-Prozesses gebildet und waren Ursprung für ein Risswachstum vom Probeninneren nach außen zur Probenoberfläche [100]. Bei einer fraktographischen Untersuchung der hier geprüften ZKP konnte allerdings festgestellt werden, dass der Riss von der Oberfläche aus gewachsen ist und nur eine sehr geringe Anzahl von Poren vorhanden ist, welche einen vernachlässigbaren Einfluss auf das Risswachstum haben. Dadurch kann ein Aufquellen auf Grund von Gaseinschlüssen, welche sich auch bei anderen Gießprozessen bilden können, ausgeschlossen werden. Vielmehr lässt sich hier das Phänomen auf Plastifizierung auf Grund der hohen mechanischen Belastung des Stegbereichs durch die ganzheitliche Behinderung der thermischen Ausdehnung der Probe durch den HFP zurückführen. Außerdem kann ausgeschlossen werden, dass der Rissursprung im Inneren der Probe liegt und das beobachtete Risswachstum signifikant durch Poren beeinflusst wird.

Die Berechnung der sich bei diesem Versuch einstellenden Dehnungen zeigt, dass sich unter den Lastbedingungen im kritischen Stegbereich eine plastische Dehnamplitude von $\varepsilon_a^{pl} = 2,01 \%$ einstellt. Damit ist sie um mehr als den Faktor 4 größer als die maximal eingestellte plastische Dehnamplitude in den für die Lebensdauermodellierung durchgeführten TMF-Versuchen an den Rundproben, welche in Kp. 3.2 beschrieben wurden. Deshalb muss hier weit über den Belastungsbereich, auf den das Modell mittels dieser Rundprobenversuche abgestimmt worden ist, hinaus extrapoliert werden. Aus diesem Grund macht es keinen Sinn, diesen Versuch mit zusätzlicher Dehnungsbehinderung, der zur Demonstration der Funktionalität des Prüfstands im Rahmen einer überschaubaren Prüfzeit durchgeführt wurde, zum Abgleich mit und zur Validierung von den Lebensdauerberechnungskonzepten heranzuziehen.

9.2.2 TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung

Der TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung aus Kp. 7.3 wurde nach 1948 Zyklen beendet. Die Aufnahmen mit der Schlauchkamera vom kritischen Ventilstegebereich vor der Demontage der Probe sind in Abbildung 9.2 zu sehen. Sie zeigen einen sehr viel weniger stark aufgequollenen Stegbereich als in Abbildung 9.1, was auf die im Vergleich zur ersten TMF-Prüfung geringere mechanische Belastung wegen der freien thermischen Probenausdehnung zurückzuführen ist.

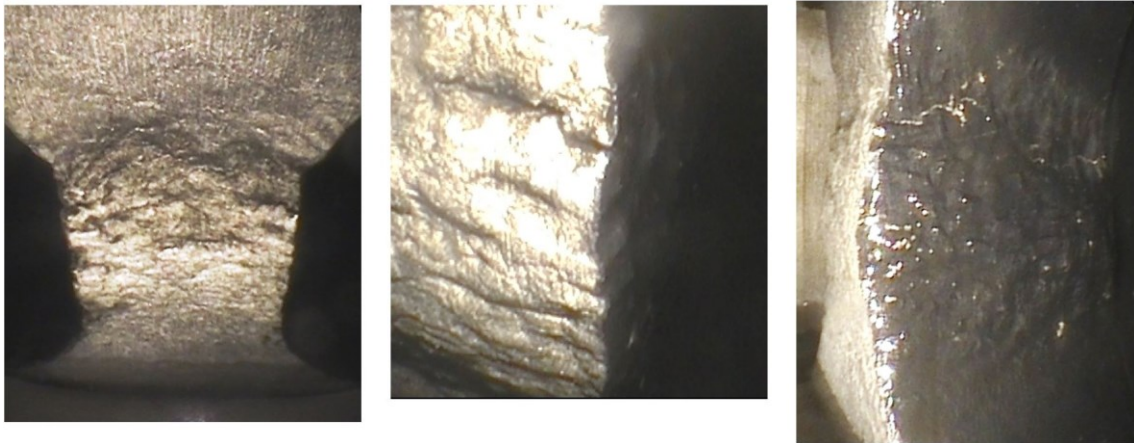


Abbildung 9.2: Stegbereich der ZKP im eingebauten Zustand nach der TMF-Prüfung ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP [81]

Bei einer metallographischen Untersuchung dieser Probe fällt auf, dass der Hauptriss mit wachsender Risslänge nicht nur durch die Al-Matrix wächst, sondern auch zunehmend Ausscheidungen schneidet, was in Abbildung 9.3 zu sehen ist.

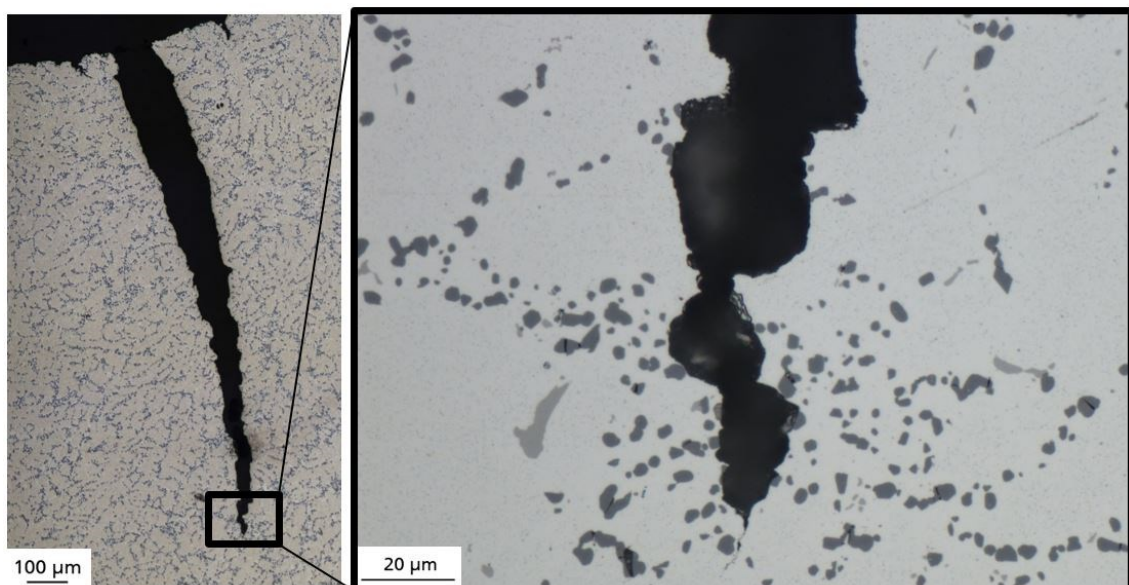


Abbildung 9.3: Metallographische Untersuchung des Hauptrisses am Stegbereich der ZKP nach der TMF-Prüfung ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP

Das hier beobachtete Risswachstum ähnelt dem durch Spangenberg in [101] beschriebenen, wo im Rahmen von Lang- und Kurzrischwachstumsstudien an der AlSi7-Legierung

A356-T61 festgestellt wurde, dass die Rissfortschrittsmechanismen bei Langrisswachstum von der das Risswachstum antreibenden Spannungsintensität ΔK beeinflusst werden. Anfangs, bei geringer Spannungsintensität wächst dabei der Riss durch die Al-Matrix und beginnt bei mittlerer Spannungsintensität nicht nur durch die Al-Matrix, sondern um Ausscheidungen herum zu wachsen bzw. sogar diese zu schneiden. Dies wird hier ebenfalls beobachtet. Somit zeigt sich, dass sich während der Prüfung ein für diesen Werkstoff typisches Risswachstum einstellt.

Für diesen Versuch über 1948 TMF-Zyklen können die an der Hochschule Offenburg berechneten Lebensdauern in Form von TMF-Zyklenzahlen Tabelle 9.1 entnommen werden, unterteilt nach Berechnungskonzept und verwendetem TMF-Lebensdauermodell.

Verwendetes TMF-Lebensdauermodell	Zyklenzahl zum Versagen für effizientes Berechnungskonzept	Zyklenzahl zum Versagen für detailliertes Berechnungskonzept
Vereinfachtes Lebensdauermodell ($\Delta \varepsilon_{I,MAX}^{mech}$)	1120	961
Mechanismenbasiertes Lebensdauermodell (Thomas-Mat-Formulierung)	7648	3677
Mechanismenbasiertes Lebensdauermodell (PPmax-Formulierung)	2544	1264

Tabelle 9.1: Nach verwendetem TMF-Lebensdauermodell und Berechnungskonzept unterteilte Ergebnisse der Lebensdauerberechnung [81]

In der Gegenüberstellung der berechneten Lebensdauern und der TMF-Zyklenzahl von 1948 aus dem Versuch, zeigt sich, dass die Ergebnisse mit dem detaillierten Berechnungskonzept maximal um den Faktor 1,8 abweichen und die mit dem effizienten Konzept maximal um den Faktor 3,9. Das effiziente Berechnungskonzept liefert grundsätzlich weniger konservative Ergebnisse als das detaillierte, wobei der Unterschied für die mechanismenbasierten Lebensdauermodelle sogar eine Größenordnung vom Faktor zwei beträgt. Als Erklärung hierfür kann genannt werden, dass das effiziente Konzept auf der Neuber-Annahme basiert, welche von einer sehr lokalen Plastifizierung ausgeht. Den Aufnahmen mit der Schlauchkamera kann jedoch entnommen werden, dass sich im

Versuch weitreichende Plastifizierungen des Stegbereichs einstellen, womit diese Annahme nicht mehr zutreffend ist.

Weiterhin lässt sich feststellen, dass mit dem vereinfachten Lebensdauermodell hier die wenigsten Zyklenzahlen zum Versagen berechnet werden. Grund hierfür sind die grundsätzlich unterschiedlichen Formulierungen des Schädigungsparameters im Vergleich zum mechanismenbasierten Lebensdauermodell. Dieser ist im vereinfachten Modell die maximale mechanische Hauptdehnungsschwingbreite und im mechanismenbasierten der Parameter D_{TMF} , in welchem unter anderem der Effekt des Risschließens berücksichtigt wird. Außerdem werden die beiden übrigen Parameter im vereinfachten Modell direkt an die TMF-Versuche mit den Rundproben angepasst, welche mit dem mechanismenbasierten Modell bereits alle nicht-konservativ bewertet werden [81].

Des Weiteren ist der Unterschied zwischen den Ergebnissen von ThoMat- und PPmax-Formulierung mit einer Größenordnung von Faktor drei auffällig. Hier kommen die unterschiedlichen Formulierungen der kritischen Schmitzebene und der Definition der Belastungsäste durch die Lastumkehrpunkte zum Tragen. Zusammen mit der Beobachtung, dass sich die berechneten Lebensdauern des vereinfachten und des mechanismenbasierten Modells mit PPmax-Formulierung lediglich um ca. $\frac{1}{4}$ unterscheiden, spricht dies dafür, dass sich die maximale Schädigung nicht durch Belastungsäste gemäß des Temperaturverlaufs ergibt und die Lastumkehrpunkte der PPmax-Formulierung denen ähnlicher sind, welche zur maximalen mechanischen Hauptdehnungsschwingbreite führen [81]. Dies wiederum ist Indiz dafür, dass zwischen thermischer und mechanischer Last eine starke Phasenverschiebung vorliegt.

Letztendlich zeigt der Vergleich der Ergebnisse der Berechnungskonzepte und Lebensdauermodelle zusammen mit den Erklärungsansätzen für die Unterschiede, dass für die hier vorliegende Prüfung das detaillierte Berechnungskonzept in Kombination mit dem mechanismenbasierten Lebensdauermodell in PPmax-Formulierung am geeignetsten ist. Aus diesem Grund wird im Folgenden die Lebensdauer nur noch auf diese Weise berechnet.

9.2.3 Überlagerte TMF/HCF-Versuche

Beim dritten Ermüdungsversuch mit der ZKP, dem ersten mit HCF-Überlagerung, wird die Probe mit 509 TMF-Zyklen beaufschlagt, bevor der Kühladapter verstopft. Diese werden mit einer durchgehenden HCF-Last mit einer Kraftamplitude von $F_{a,HCF} = 2,8 \text{ kN}$ bei einer Mittelkraft von $F_{m,HCF} = 0 \text{ kN}$ überlagert, wie bereits in Abbildung 7.12 dar-

gestellt. Bei einer Untersuchung mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM) des versagenskritischen Ventilstegs werden im Bereich, wo schon bei den vorherigen ZKP Versagen eingetreten ist, zwei Mikrorisse entdeckt, welche in Abbildung 9.4 zu sehen sind.

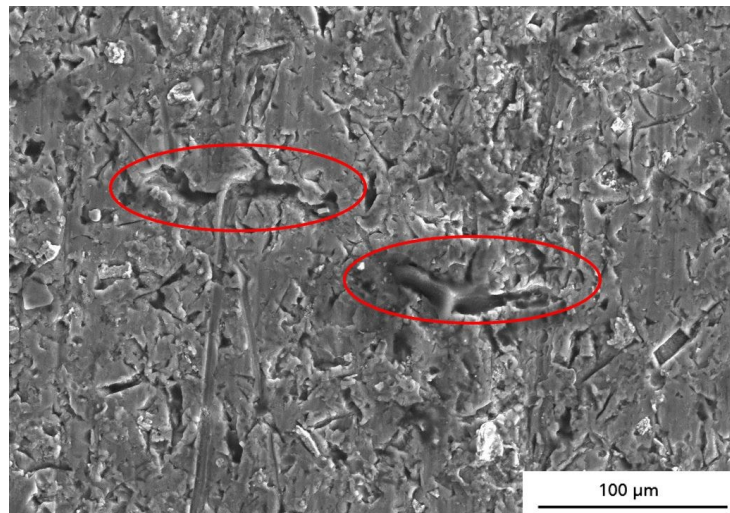


Abbildung 9.4: REM-Aufnahme des versagenskritischen Ventilstegbereichs der ZKP mit zwei Mikrorissen [81]

Die beiden Mikrorisse besitzen jeweils eine Länge von ca. 100 µm und sind kurz vor dem Zusammenwachsen. Auf Basis des während der Kurzrisswachstumsversuche mit den Rundproben beobachteten Risswachstums für diesen Werkstoff, das Abbildung 13.7 zu entnehmen ist, kann für die addierte Risslänge a , welche der halben Oberflächenrisslänge entspricht, angenommen werden, dass ca. 40 % der Lebensdauer der ZKP bei diesem Versuch erreicht sind. [81]

Mit dem detaillierten Berechnungskonzept und der PPmax-Formulierung des mechanischen basierten Lebensdauermodells wird unter diesen Lastbedingungen nur eine Lebensdauer von 93 überlagerten TMF-Zyklen berechnet. Ein Grund für das starke Überschätzen der Schädigung und der damit einhergehenden zu geringen berechneten Lebensdauer ist der Unterschied der HCF-Frequenzen der Versuche mit den Rundproben zur Schädigungsmodellierung und dem hier durchgeführten Versuch mit der ZKP. Die entsprechenden TMF/HCF-Versuche zur Schädigungsmodellierung, an die das mechanischen basierte Lebensdauermodell angepasst wurde, wurden mit 600 HCF-Zyklen pro TMF-Zyklus durchgeführt. Bei diesem Versuch hier werden der ZKP ca. 7000 HCF-Zyklen pro TMF-Zyklus aufgeprägt. Somit wird die HCF-Schädigung entsprechend dem sehr viel höheren Verhältnis von pro TMF-Zyklus aufgeprägten HCF-Zyklen weit über den ausgelegten Bereich extrapoliert, was dazu führt, dass die HCF-Schädigung durch das mechanischen basierte Lebensdauermodell stark überschätzt wird.

Ein quantitativer Vergleich von simulierter und experimenteller Lebensdauer ist mit diesem Versuch allerdings nicht zulässig, da sich hier keine Risslänge von 1 mm eingestellt hat, auf welche sich die Lebensdauerberechnung bezieht.

Der Versuch muss beendet werden, bevor ein makroskopischer Anriss sichtbar wird, da Kavitationserosion dazu führt, dass die zu Anfangs eingestellte Temperaturverteilung über einen TMF-Zyklus nicht mehr der Probe aufgeprägt werden kann. Das durch die Kavitationserosion hervorgerufene Schädigungsbild mit dem kugelförmigen Materialabtrag in Abbildung 7.13 erinnert an eines durch Stolze in [15] aufgezeigte, wo kühlwassermantelseitige Rissbildung in hochbelasteten Zylinderköpfen aus Al-Legierungen untersucht wurde. Dort wurde ein ähnliches Schadensbild an der Wassermanteloberfläche eines Zylinderkopfs in einem thermisch hochbelasteten Bereich mit geringen Strömungsgeschwindigkeiten entdeckt und konnte auf Lochkorrosion zurückgeführt werden. Eine CFD-Analyse der Strömung in der Stegkühlung des beschädigten Kühladapters, deren Ergebnis in Abbildung 9.5 zu sehen ist, zeigt allerdings, dass Kavitationserosion Grund für die dortige Schädigung ist, welche ebenfalls als Schädigungsursache in Zylinderkopfwassermantelbereichen in [15] aufgeführt wird. Dies kann als Indiz dafür gesehen werden, dass es gelungen ist, motorbetriebsnahe Prüfandbedingungen für die Versuche aufzuprägen.

Um dennoch einen Vergleich zwischen simulierter und experimenteller Lebensdauer zu ermöglichen wird der Kühladapter überarbeitet, was bereits in Kp. 7.4 erwähnt und im Folgenden näher beschrieben wird. Dieser wird aus CuNi2SiCr, welches eine sehr viel höhere Verschleiß- und Korrosionsbeständigkeit als das für den ursprünglichen Kühladapter verwendete AlSi10Mg besitzt, und mit angepassten Kühlkanälen additiv per SLM gefertigt. Um dem Problem zu begegnen, dass das durch Kavitationserosion abgetragene Material die filigranen Kühlkanäle verstopft, werden die verstopften Stellen mittels CT-Scan und die kavitationskritischen Stellen mittels CFD-Analyse identifiziert. So wird durch eine Anpassung der Strömungsquerschnitte und des Kühlkanalverlaufs unter der Randbedingung, die Wärmeabfuhr möglichst ähnlich derjenigen zu belassen, welche durch die Kühlung im ursprünglichen Kühladapter ermöglicht wurde, der Druckabfall über den Kühlkanal optimiert. Die Anpassungen der Stegkühlung sind in Abbildung 9.5 dargestellt. Hier erfolgen mehrere Iterationen von konstruktiver Anpassung und deren simulativer Prüfung mit Ableitung von Optimierungspotenzialen bis sich eine hinreichend gleichmäßige Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit einstellt.

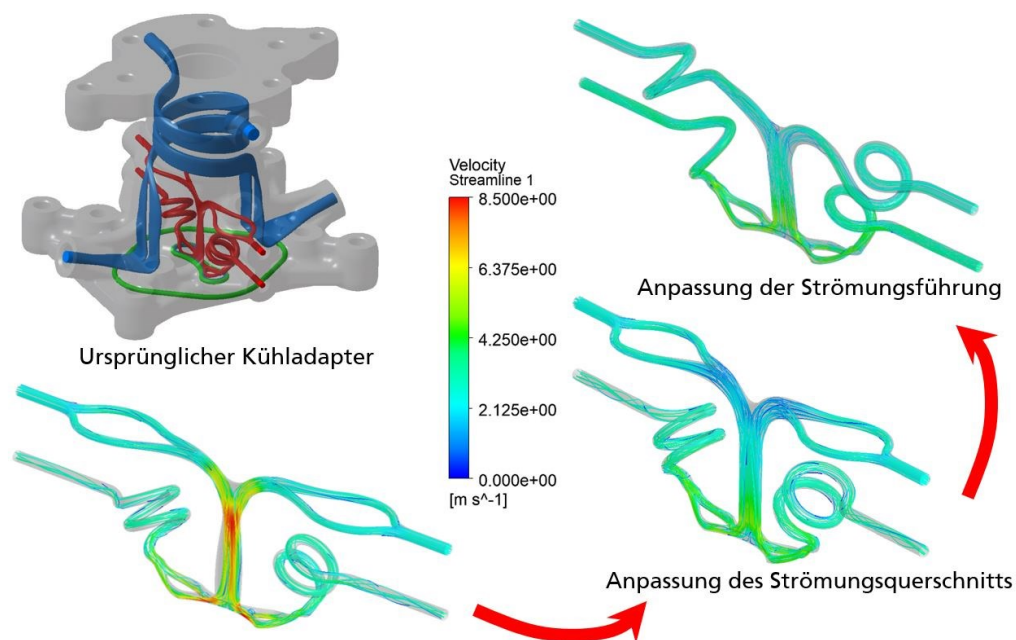


Abbildung 9.5: CFD-Analyse der Stegkühlung des ursprünglichen Kühladapters und deren Iterative Anpassung

Mit diesen Anpassungen werden der vierte und fünfte Ermüdungsversuch mit der ZKP, also der zweite und dritte mit HCF-Überlagerung, mit einer durchgehenden HCF-Last mit einer Kraftamplitude von 2,8 kN sowie 3,92 kN und einer Mittelkraft von 0 kN durchgeführt. Hier zeigt sich, dass die Anpassungen zum gewünschten Ziel führen und keine Kavitationserosion auftritt. Allerdings bringen die Anpassungen ebenfalls eine geringere TMF-Belastung mit sich. Dies lässt sich zum einen auf einen geringeren Temperaturtransienten durch eine geringe Probenstemperaturschwingbreite und zum anderen auf einen geringeren maximalen Temperaturgradienten im Probensteg zurückführen. Die geringere Probenstemperaturschwingbreite resultiert zum einen aus der stärkeren globalen Kühlung der ZKP durch den neuen Kühladapter auf Grund der höheren Wärmeleitfähigkeit bei geringerer Wärmekapazität von CuNi2SiCr im Vergleich zu AlSi10Mg, wodurch die Maximaltemperatur der Probe geringer ist. Bei ähnlicher Minimaltemperatur der ZKP im TMF-Zyklus führt das zu einer kleineren Temperaturschwingbreite. Der geringere maximale Temperaturgradient lässt sich durch die schlechtere Kühlwirkung von Glykolsol im Vergleich zu Wasser erklären, wodurch lokal am Steg, wo sich der größte Temperaturgradient einstellt, weniger Wärme abgeführt wird. Auf diese geringere TMF-Last kann auch in den Aufnahmen vom Stegbereich der ZKP mit der Schlauchkamera vor deren jeweiliger Demontage in Abbildung 9.6 und Abbildung 9.7 geschlossen werden.



Abbildung 9.6: Stegbereich im eingebauten Zustand nach der TMF/HCF-Prüfung mit $F_{a,HCF} = 2,8$ kN und überarbeitetem Kühladapter



Abbildung 9.7: Stegbereich im eingebauten Zustand nach der TMF/HCF-Prüfung mit $F_{a,HCF} = 3,92$ kN und überarbeitetem Kühladapter

In beiden Abbildungen sind die geringere Aufräuhung der Oberfläche auffällig sowie das weniger stark ausgeformte Aufquellen des Stegbereichs. Es ist erkennbar, dass beide Phänomene mit steigender überlagerter HCF-Kraftamplitude abnehmen. Das lässt sich dadurch erklären, dass der für die plastische Verformung verantwortliche TMF-Schädigungsanteil an der Gesamtschädigung geringer wird, da der HCF-Schädigungsanteil mit der Kraftamplitude ansteigt. Dadurch erfährt die Probe bei gleicher Risslänge verhältnismäßig weniger plastische Verformung, da eine überlagerte HCF-Last bei Al-Legierungen unter OP-TMF-Belastung die Lebensdauer verkürzt, indem die Risswachstumsgeschwindigkeit erhöht wird, wie bereits in [47] festgestellt wurde. Auch dieser bereits anderweitig festgestellte HCF-Einfluss auf die Schädigung von Al-Legierungen unterstreicht die Aussagekraft der Ergebnisse der hier vorgestellten Prüfung.

Jedoch wurde bei den fraktographischen Untersuchungen der beiden mit überarbeitetem Kühladapter TMF/HCF-geprüften Proben festgestellt, dass der Riss im Ventilsteg seinen Ursprung nicht wie die beiden TMF-geprüften Proben an einer der beiden dem Endoskop zugewandten Bohrungskanten hat, sondern an der Oberfläche in der linken Bohrung nach hinten versetzt an einem oberflächennahen Oxidfilm, wie in Abbildung 9.8 für die mit 2,8 kN geprüfte ZKP zu sehen.

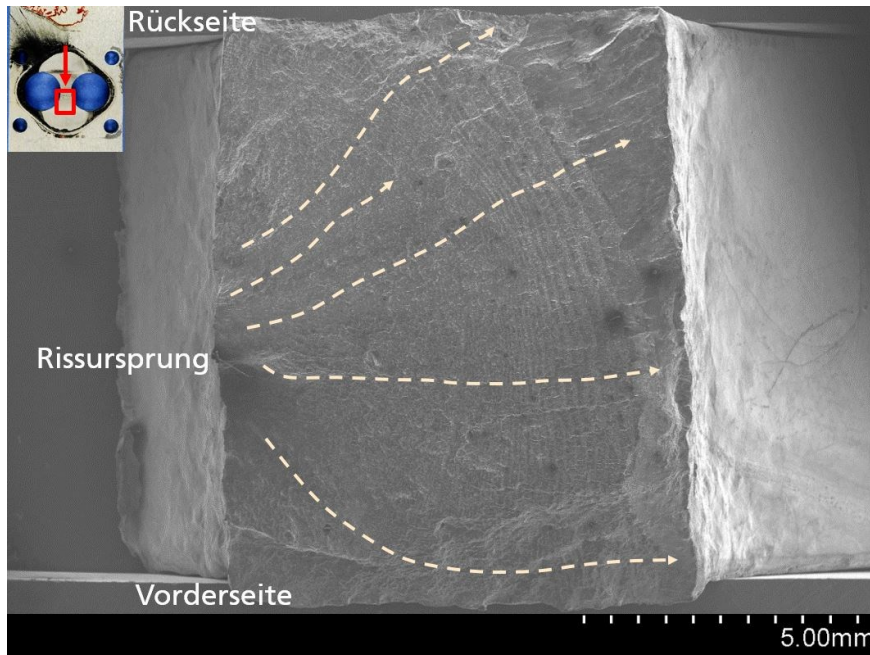


Abbildung 9.8: Fraktographische Untersuchung der Bruchfläche nach der TMF/HCF-Prüfung mit $F_{a,HCF} = 2,8$ kN mit Rissausbreitung

Dementsprechend muss davon ausgegangen werden, dass der Riss bei einer mit dem Endoskop sichtbaren Länge von 1 mm an der Stegvorderseite eine bereits deutlich größere Risstiefe besitzt. Mit der Annahme, dass die Rissausbreitung halbkreisförmig erfolgt, und dem Abstand des Rissursprungs zur Vorderseite des Ventilstegs kann die tatsächliche Risslänge bei einer mit dem Endoskop sichtbaren Länge von 1 mm berechnet werden. Diese beträgt für die mit 2,8 kN HCF-Amplitude geprüften ZKP entsprechend 4,5 mm bei 2196 TMF-Zyklen. Die so bestimmte tatsächliche Risslänge zusammen mit den erwähnten Abständen sind in Abbildung 13.15 im Anhang auf der Bruchfläche eingezeichnet. Eine am Fraunhofer IWM durchgeführte Parameterstudie ermöglicht die Berechnung der TMF-Zyklenzahl, bei der die tatsächliche Risslänge 1 mm betrug. Die Studie untersucht eine Variation der Endrisslänge, für die Versagen definiert wird und deren Einfluss auf die TMF/HCF-Lebensdauer. Das Ergebnis dieser Studie ist in Abbildung 9.9 zu sehen. Hier wurde die Lebensdauer in Form von TMF-Zyklen bis zum Versagen N_f jeweils

für sieben unterschiedliche Endriszlängen a_f bei den drei verschiedenen für die Modellierung verwendeten überlagerten HCF-Dehnungsamplituden ε_a^{HCF} eindimensional berechnet.

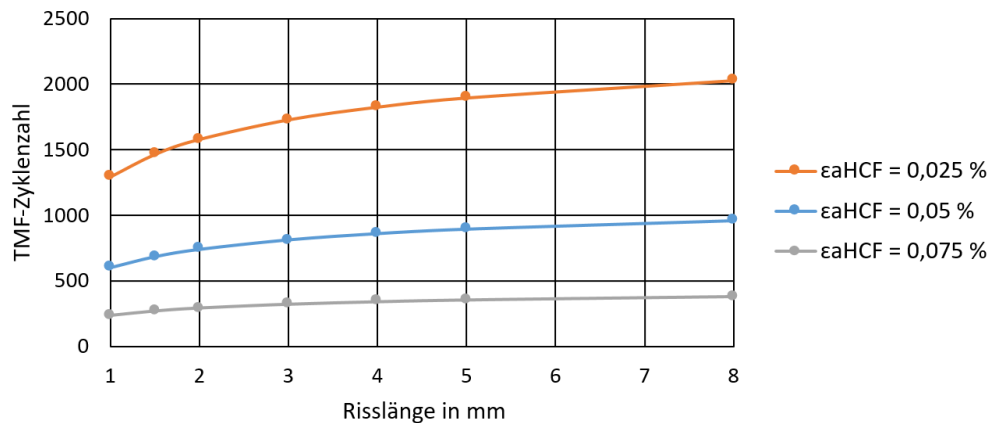


Abbildung 9.9: TMF-Zykluszahl in Abhängigkeit der Risslänge für unterschiedliche HCF-Dehnungsamplituden

Mit dem Ergebnis der Studie werden die Verhältnisse von den Zykluszahlen, abhängig von der jeweiligen Endrislänge, zu den Zykluszahlen bei 1 mm Endrislänge bestimmt und in Abbildung 9.10 links auf der Risslänge aufgetragen. Dabei ist $N_f(a_f)$ die Zykluszahl zum Versagen in Abhängigkeit der Endrislänge und $N_f(1\text{ mm})$ die Zykluszahl zum Versagen für 1 mm Versagensrislänge. Diese Verhältnisse werden für die Risslängen 4 mm, 4,5 mm und 5 mm in Abhängigkeit der drei unterschiedlichen HCF-Dehnungsamplituden in Abbildung 9.10 rechts aufgetragen, wobei für die Verhältnisse für 4,5 mm Risslänge $N_f(4,5\text{ mm})/N_f(1\text{ mm})$ linear zwischen den Verhältnissen zwischen 4 mm und 5 mm interpoliert wird. Gemäß der entsprechenden FE-Rechnung resultiert die 2,8 kN-Kraftamplitude am versagenskritischen Punkt am Ventilsteg in einer über einen TMF-Zyklus gemittelten HCF-Dehnungsamplitude von $\varepsilon_a^{HCF} = 0,037\%$. Sie liegt damit zwischen den für die Modellierung herangezogenen Dehnungsamplituden von 0,025 % und 0,05 %. Zwischen den beiden für 4,5 mm Risslänge bestimmten Verhältnissen mit 0,025 % und 0,05 % HCF-Dehnungsamplitude wird ebenfalls linear interpoliert. Mit dem so bestimmten Verhältnis $N_f(4,5\text{ mm})/N_f(1\text{ mm}) = 1,45$ für $\varepsilon_a^{HCF} = 0,037\%$ kann die TMF-Zykluszahl bei 1 mm Risslänge mit $N_f(4,5\text{ mm}) = 2196$ zu $N_f(1\text{ mm}) = 1514$ bestimmt werden.

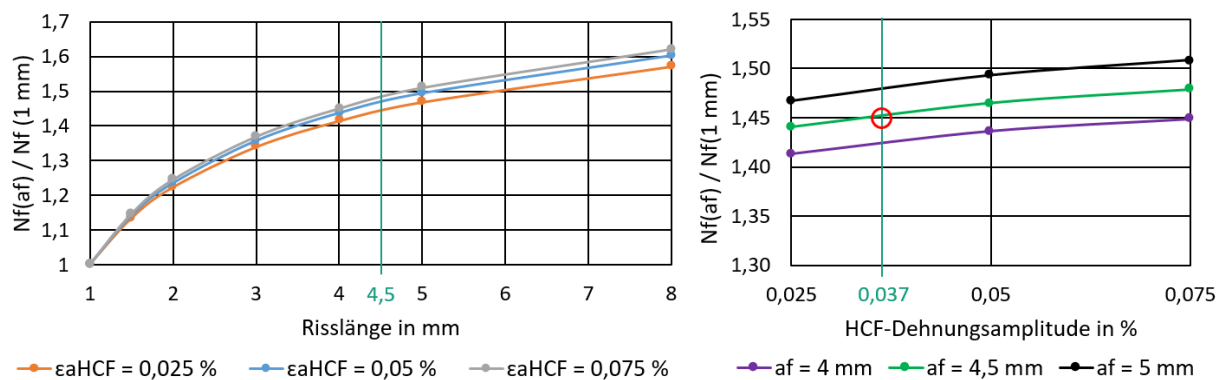


Abbildung 9.10: Verhältnis der jeweiligen Versagenszyklenzahl N_f in Abhängigkeit der Endrisslänge a_f links über die Risslänge und rechts über die HCF-Dehnungsamplitude $\epsilon_{a,HCF}$ aufgetragen

Ebenso wird für die mit 3,92 kN geprüfte ZKP vorgegangen. Hier wird ein 1 mm langer Riss an der Stegvorderseite nach 650 TMF-Zyklen beobachtet, der tatsächlich jedoch schon 6,3 mm lang ist. Die 3,92 kN Kraftamplitude resultiert in einer HCF-Dehnungsamplitude von 0,054 %. Mit den entsprechenden Verhältnissen der Versagenszyklenzahlen in Abhängigkeit der Risslänge ergibt sich dadurch eine TMF-Zyklenzahl bei 1 mm Risslänge von 422.

Des Weiteren wird an einer Montagebohrung der mit 3,92 kN und der mit 2,8 kN geprüften ZKP ein weiterer Riss entdeckt. Bei einer simulativen Untersuchung der betroffenen Stelle zeigt sich, dass sich dort und an den restlichen drei Montagebohrungen jeweils eine Spannungsüberhöhung und niedrigere Lebensdauern einstellen, welche stark von der überlagerten HCF-Last abhängig sind. Um den Einfluss des Risses auf die Lebensdauer durch eine sich im Ventilsteg einstellende Laständerung beurteilen zu können, wird eine FE-Rechnung mit einem ZKP-Modell durchgeführt, bei dem ein durchgängiger Spalt an der betroffenen Stelle eingefügt wird, wie in Abbildung 9.11 zu sehen. Für die Rechnung werden die Belastungen aus dem Versuch mit 3,92 kN überlagerter Kraftamplitude verwendet, da auf Grund der HCF-Lastabhängigkeit der Spannungsüberhöhungen hier von einem stärkeren Einfluss ausgegangen werden kann als bei 2,8 kN überlagerter Kraftamplitude. Anschließend erfolgt eine Lebensdauerberechnung unter Verwendung des mechanismenbasierten Lebensdauermodells mit PPmax-Formulierung.

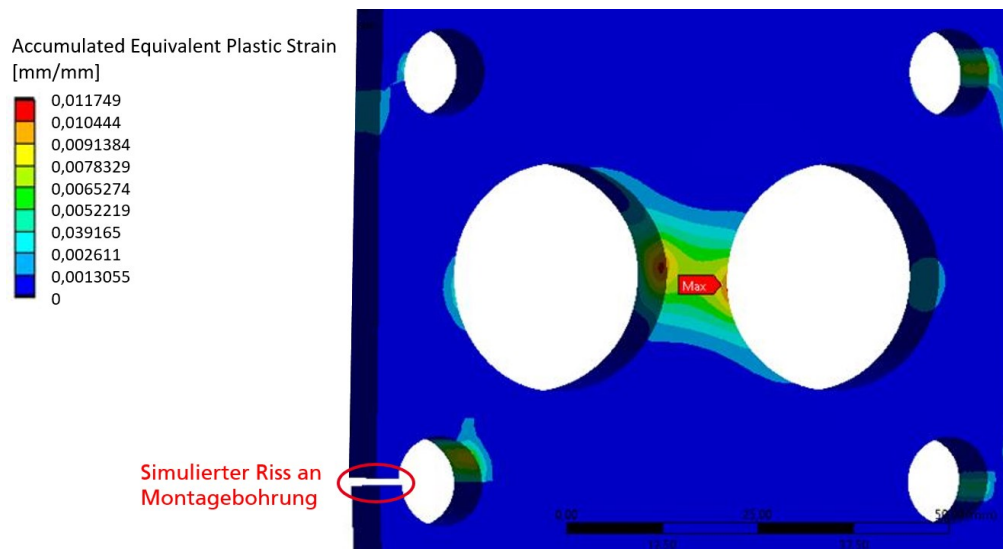


Abbildung 9.11: Ergebnis der FE-Rechnung zur Beurteilung des Einflusses eines Risses an einer Montagebohrung beim TMF/HCF-Versuch mit 3,92 kN HCF-Kraftamplitude

Ergebnis dieser Untersuchung ist, dass sich die Lebensdauern der ZKP-Modelle mit und ohne Spalt lediglich um 12 % unterscheiden. Außerdem kann der Aufzeichnung der HCF-Frequenz entnommen werden, dass sich der Riss, der als Spalt modelliert wurde und der sich in einer geringfügigen für die Lebensdauer vernachlässigbaren Änderung der Eigenfrequenz in Höhe von 2 % auswirkt, erst nach ca. 58 % der Gesamtversuchslaufzeit einstellt. Demzufolge kann der Riss an der Montagebohrung hinsichtlich des Vergleichs von simulierter und experimentell beobachteter Lebensdauer vernachlässigt werden. Um diesen Riss in Zukunft trotzdem zu vermeiden, kann die Probe bei gleichem Abstand der Bohrungen zueinander insgesamt breiter gestaltet werden. Dadurch werden die Spannungsüberhöhungen an den Montagebohrungen reduziert.

Für die Lebensdauerberechnung wird das detaillierte Berechnungskonzept mit dem mechanismenbasierten Lebensdauermodell in PPmax-Formulierung verwendet, da bereits in Kp. 9.2.2 festgestellt wurde, dass sich dieses am besten eignet. Außerdem wurde am Anfang dieses Kapitels festgestellt, dass das verwendete an die Rundprobenversuche mit niedrigerem HCF- zu TMF-Zyklusverhältnis angepasste Lebensdauermodell die HCF-Schädigung stark überschätzt. Deshalb wird eine weitere Lebensdauerberechnung mit Anpassung der HCF-Schädigung durchgeführt. Eine Anpassung des Modells durch Erhöhen des HCF/TMF-Zyklusverhältnisses wäre hier nicht zielführend, da die Vorhersagegenauigkeit des Modells reduziert würde. Deshalb ist eine Anpassung der G-Funktion durch Erhöhen des effektiven Schwellenwertes für Risswachstum $\Delta K_{th,eff}$ am geeignetsten [102]. Dadurch trägt die HCF-Belastung später zum Risswachstum bei, was darin resultiert, dass die Schädigung durch HCF reduziert wird. Der ursprünglich verwendete

Wert für $\Delta K_{th,eff}$ wurde im Rahmen der Lebensdauermodellierung lediglich mit Hilfe von Literaturdaten abgeschätzt.

Die mit dem ursprünglichen Wert für $\Delta K_{th,eff}$ berechnete Lebensdauer und die mit erhöhtem Wert berechnete können der Tabelle 9.2 entnommen werden.

Bestimmung der Lebensdauer $N_f(1\text{ mm})$	$F_{a,HCF} = 2,8\text{ kN}$ ($\varepsilon_a^{HCF} = 0,037\%$)	$F_{a,HCF} = 3,92\text{ kN}$ ($\varepsilon_a^{HCF} = 0,054\%$)
Versuch	1514	422
Berechnung mit $\Delta K_{th,eff} = 22,1\text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$	1145	100
Berechnung mit $\Delta K_{th,eff} = 44,2\text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$	1751	235

Tabelle 9.2: Gegenüberstellung von der in den TMF/HCF-Versuchen bestimmten Lebensdauern mit den berechneten

Die Gegenüberstellung der berechneten Lebensdauern mit unterschiedlichen $\Delta K_{th,eff}$ zeigt, dass eine Verdopplung von $\Delta K_{th,eff}$ eine gute Anpassung der Modellergebnisse an die Versuchsergebnisse liefert. Jedoch ist die prozentuale Abweichung zum Versuchsergebnis betragsmäßig bei der höheren HCF-Last mit 44 % immer noch ca. fast um den Faktor drei größer als bei der niedrigeren HCF-Last mit 16 %. Dies spricht dafür, dass die HCF-Schädigung für größere HCF-Lasten immer noch überschätzt wird.

Insgesamt kann durch die Anpassung an die Versuchsergebnisse die maximale Abweichung fast um die Hälfte reduziert werden von 76 % auf 44 %. Wird dieses angepasste Modell zusätzlich auch auf die eindimensionalen Versuche mit den Rundproben angewendet, konnte an der Hochschule Offenburg eine Reduktion der normierten kleinsten Fehlerquadratsumme von 1 auf 0,37 für alle berücksichtigten Versuche bestimmt werden, was in Abbildung 13.16 im Anhang dargestellt ist.

Dies unterstreicht die Funktionalität der entwickelten Prüfung mit der bauteilnahen ZKP.

9.3 Schädigung an der Kolbenprobe, Abgleich mit der Lebensdauervorhersage und Iterationsmaßnahmen

9.3.1 TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung und überlagerter TMF/HCF-Versuch

Der TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP mit der KP wird nach 7000 Zyklen beendet. Es wird weder eine Schädigung der Oberfläche beobachtet noch ein makroskopischer Anriss entdeckt. Vor der Demontage werden auch hier wieder Aufnahmen des versagenskritischen Bereichs mit der Schlauchkamera gemacht, von denen eine beispielhaft in Abbildung 9.12 links betrachtet werden kann. Dort ist oben im Bild der Muldenrand und unten ein Teil des heißgasführenden Adapters zu sehen. Kolbenkrone und Muldenrand der teilweise demontierten KP mit Prallteller sind in Abbildung 9.12 rechts zu sehen. Die Bilder wurden nach den 7000 TMF-Zyklen aufgenommen.

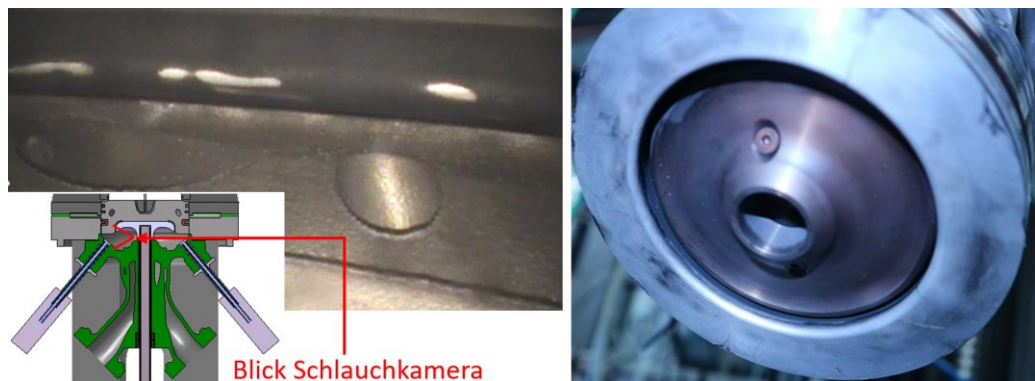


Abbildung 9.12: Versagenskritischer Bereich des Muldenrands im montierten Zustand auf der linken Seite und teilweise demontierter Kolben mit Prallteller auf der rechten Seite nach 7000 TMF-Zyklen

In Abbildung 9.12 fallen hellere Stellen am Muldenrand auf, an denen der sich während des Versuchs ablagernde Russ abgetragen wurde, indem die Schlauchkamera dort während der Inspektion Kontakt mit der Kolbenoberfläche hatte. Unter dem Muldenrand ist ein Teil des heißgasführenden Adapters mit Bohrungen für Lichtleiter und Pyrometer zu erkennen. Für die Aufnahme auf der rechten Seite von Abbildung 9.12 wurde der Ruß von der Kolbenoberfläche entfernt.

Die Bilder vom Muldenrand und dem teilweise demontierten Kolben, welche nach den zusätzlichen 339 mit HCF-Last überlagerten TMF-Zyklen aufgenommen wurden, unterscheiden sich kaum von denen in Abbildung 9.12 wie in Abbildung 9.13 zu sehen ist.



Abbildung 9.13: Muldenrand im montierten Zustand auf der linken Seite und Kolben mit Prallteller auf der rechten Seite nach 7000 TMF-Zyklen und zusätzlichen 339 mit HCF-Last überlagerten TMF-Zyklen

Die Auslegung der Prüflasten für die KP erfolgte überschlägig durch einen Projektpartner anhand einer Lebensdauerberechnung, welche unter anderem standardmäßig in der Industrie angewendet wird. Mit dieser wurde eine TMF-Zyklenzahl von weniger als 6200 bis zu einem Riss von 1 mm Länge am Muldenrand berechnet. Da nach 7000 Zyklen noch nicht einmal eine Aufrauhung der Oberfläche als erstes Indiz einer einsetzenden Schädigung ersichtlich ist, wird der Versuch abgebrochen. Obwohl mit keiner Schädigung mehr zu rechnen ist, werden anschließend derselben KP noch weitere 339 mit HCF-Last überlagerte TMF-Zyklen aufgeprägt, um den problemlosen Prüfstandsbetrieb bei überlagerter TMF/HCF-Last über einen längeren Zeitraum zu demonstrieren.

Das Ergebnis der Lebensdauerberechnung mit dem detaillierten Berechnungskonzept und mechanismenbasierten Lebensdauermodell in PPmax-Formulierung ist hier 20298 TMF-Zyklen bis zu einem 1 mm Riss. Für den TMF/HCF-Versuch ist das so berechnete Ergebnis 13489 TMF-Zyklen, welche mit einer durchgehenden HCF-Last mit Mittelkraft $F_{m,HCF} = -10,5$ kN und Krafamplitude $F_{a,HCF} = 10$ kN überlagert sind, wie bereits in Kp. 8.3 beschrieben. Mit einer TMF-Zyklendauer von 279 s zeigen die so prognostizierten Versuchsdauern, dass auf diese Weise das Ziel einer effizienten und kostengünstigen Prüfung nicht erreicht werden kann.

Der Unterschied der prognostizierten Lebensdauern für die TMF-Belastung, der sich zwischen dem detaillierten Berechnungskonzept mit mechanismenbasiertem Lebensdauermodell in PPmax-Formulierung und dem standardmäßig in der Industrie eingesetztem einstellt, beträgt einen Faktor von ca. drei. Die Größenordnung ist nicht unüblich und auf die unterschiedlichen Material- und Lebensdauermodelle zurückzuführen. Solche

Unterschiede lassen sich auch schon bei den verschiedenen prognostizierten Lebensdauern für die ZKP unter TMF-Belastung ohne zusätzliche Dehnungsbehinderung in Kp. 9.2.2 beobachten.

Auf Grund der in Abbildung 9.12 und Abbildung 9.13 dargestellten Versuchsergebnisse, die noch nicht einmal eine Aufrauhung der Oberfläche aufweisen, kann festgehalten werden, dass das detaillierte Berechnungskonzept mit mechanismenbasiertem Lebensdauermodell in PPmax-Formulierung das passendere Ergebnis liefert als das standardmäßig in der Industrie verwendete.

Bei der Untersuchung eines Schliffs der Kolbenprobe mit einem Lichtmikroskop wurden am versagenskritischen Muldenrand Mikrorisse mit Größen von bis zu 50 μm Länge in Form von gebrochenen Si-Körnern entdeckt, wie in Abbildung 9.14 zu sehen.

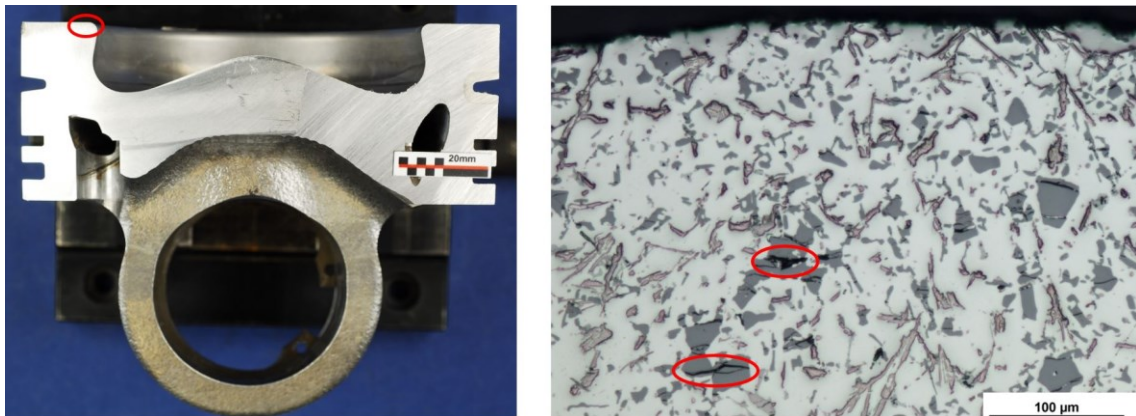


Abbildung 9.14: Mikrorisse am Muldenrand nach 7000 TMF-Zyklen und zusätzlichen 339 HCF-überlagerten TMF-Zyklen [81]

Um auszuschließen, dass die gebrochenen Si-Körner aus der mechanischen Bearbeitung der KP resultieren, wurden ebenfalls Schliffe des Muldenrands einer ungeprüften KP untersucht. Dabei hat sich herausgestellt, dass lediglich im äußersten Bereich von ca. 10 μm unter der Oberfläche einige gerissene Si-Partikel zu sehen sind, die auf die mechanische Bearbeitung zurückzuführen sind. Dementsprechend können die Mikrorisse auf den thermischen Mismatch zwischen Al und Si zurückgeführt werden, der durch die TMF-Zyklen eingebracht wurde. Dieser resultiert in einer deutlich erhöhten Spannungsverteilung im Gefüge um größere Si-Partikel, was auch eine Simulation der Von Mises Spannungsverteilung bei thermischer Belastung zeigt, die Thalmaier für Al-Si-Legierungen in [25] durchgeführt hat. Dort zeigt er auch auf, dass dies ebenfalls der Ort der

Rissintierung unter TMF-Beanspruchung in Motordauerläufen ist. Dies ist ein Indiz dafür, dass durch den hier entwickelten Prüfaufbau realitätsnahe Beanspruchungen im Muldenrandbereich aufgebracht werden.

Bei einer metallographische Untersuchung der KP wird ein Riss am Kühlkanal des Kolbens entdeckt, wie in Abbildung 9.15 zu sehen.

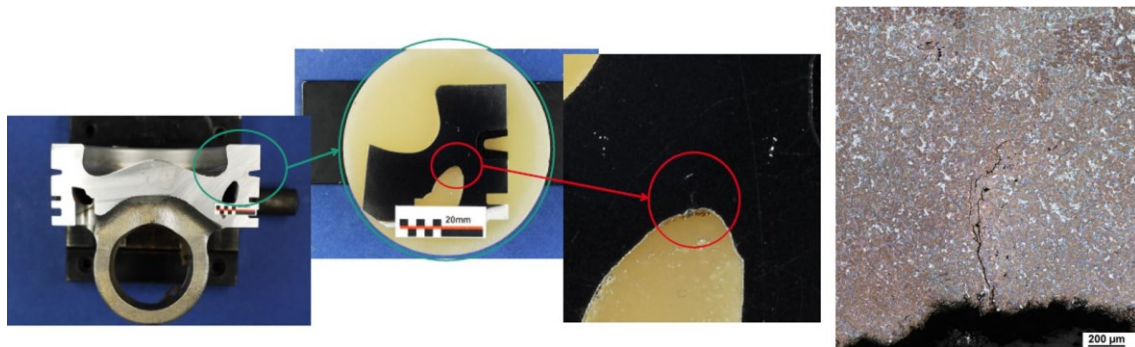


Abbildung 9.15: Riss am Kühlkanal der KP

Bei einer nachträglichen Betrachtung der simulierten Belastung in dem betroffenen Bereich mit verfeinertem Netz fällt eine Überhöhung der akkumulierten plastischen Dehnung an eben genau der Stelle auf, wo der Riss im Kühlkanal auftritt, wie in Abbildung 9.16 zu sehen.

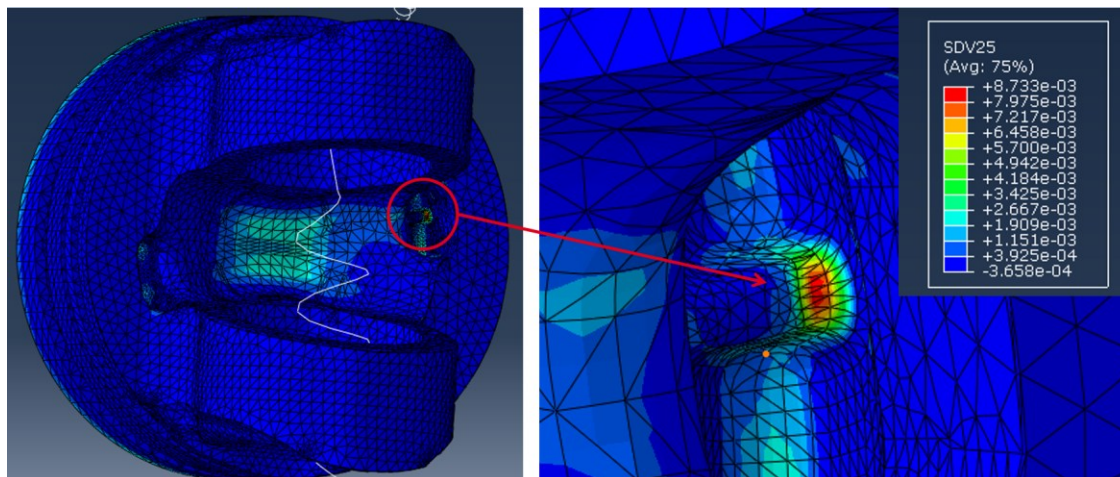


Abbildung 9.16: Akkumulierte plastische Dehnung nach drei TMF-Zyklen mit der Belastung aus dem TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP

Die akkumulierte plastische Dehnung ist eine aussagekräftige Kennzahl für die Schädigung pro Zyklus. Demzufolge deckt sich das Ergebnis der simulativen Untersuchung mit

der Beobachtung im Versuch. Bei Betrachtung der thermischen Verformung der KP in Abhängigkeit der aufgeprägten TMF-Last lässt sich erkennen, dass sich der äußere Bereich des Kolbens mit Ringpartie und Feuersteg sehr viel stärker ausdehnt als der innere Bereich der Kolbenmulde. Somit zieht der Feuersteg samt Ringpartie an dem inneren Bereich der KP, was in einer starken Zugbelastung im Kühlkanalsteg resultiert, der in diesem Fall wie eine Kerbe wirkt. Dadurch wird hier eine Rissbildung begünstigt. Im realen Betrieb erfährt der Kolben eine Kühlung in Form von Wärmeabfuhr über die Ringpartie, welche aus dem dortigen Kontakt der Kolbenringe mit der Zylinderlauffläche und deren aktiven Kühlung resultiert. Das ist der Grund dafür, warum die besagten Kolbenbereiche im Motorbetrieb verhältnismäßig kühler sind und entsprechend im heißen Zustand weniger Zuglast in den Steg im Kühlkanal induzieren.

9.3.2 Ableitung von Anpassungsmaßnahmen zur Prüfungsoptimierung

Wie auch schon bei der Prüfung der ZKP durch die Anpassung des Kühladapters stellt sich auch bei der Prüfung der KP heraus, dass Anpassungen nötig sind. Durch die Rissbildung am Steg im Kühlkanal können zwei Iterationsmaßnahmen abgeleitet werden und durch die nicht eintretende Rissbildung am Muldenrand eine dritte.

Da der Steg im Kühlkanal auf Grund der Zugbelastung zwischen äußeren und inneren Kolbenbereichen wie eine Kerbe wirkt, ist die naheliegendste Maßnahme, diese Kerbe zu beseitigen. Dazu wird der Steg im Kühlkanal entfernt und die sich unter der während der Prüfung aufgebrauchten TMF-Last einstellende akkumulierte plastische Dehnung neu berechnet. Das Ergebnis ist in Abbildung 9.17 dargestellt und lässt bei Vergleich mit Abbildung 9.16 erkennen, dass der versagenskritische Bereich im Kühlkanal deutlich entlastet werden kann durch Entfernen des Stegs.

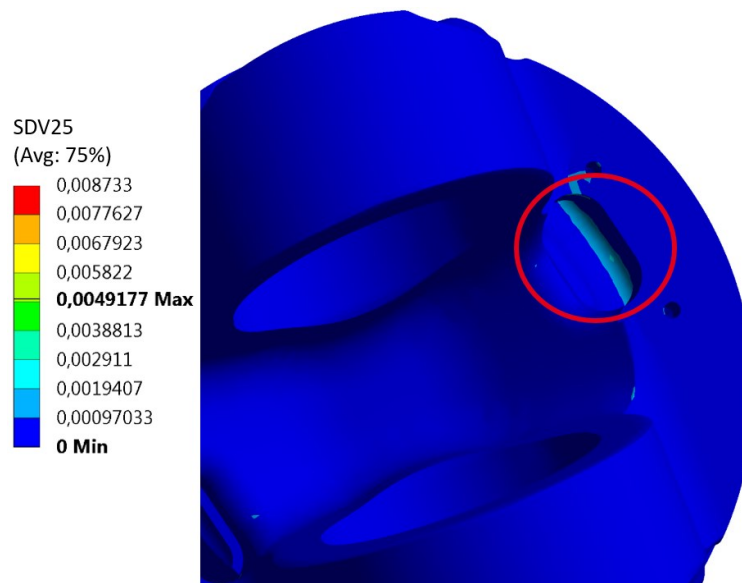


Abbildung 9.17: Akkumulierte plastische Dehnung ohne Steg im Kühlkanal nach drei TMF-Zyklen mit der Belastung aus dem TMF-Versuch ohne Dehnungsbehinderung durch den HFP

Eine weitere Maßnahme gegen die Rissbildung im Kühlkanal und gleichzeitig um die Belastungssituation der Kolbenprobe realitätsnäher zu gestalten ist die Wärmeabfuhr an der Ringpartie. Dadurch kann die beobachtete stärkere thermische Ausdehnung dieses äußeren Bereichs verringert werden, was wiederum die Zugbelastung im Kühlkanal reduziert. Hier kann zur Orientierung der Prüfstands Aufbau von Schmid herangezogen werden, der bereits in Kp. 2.5.2 beschrieben wird und der auch einen Kühlwassermantel nutzt um die Ringpartie einer KP zu kühlen. Eine solche Ringpartiekühlung kann verhältnismäßig einfach in den bestehenden Kolbenprüfaufbau integriert werden. So kann die Zufuhr des Kühlmittels realisiert werden, indem die Klemmstücke und anschließend die Ringpartie symmetrisch umströmt werden. Jeweils nach einem Viertel des umströmten Umfangs wird das Kühlmittel wieder abgeführt, wie in Abbildung 9.18 zu sehen. Im Schnitt B - B ist mittig im unteren Teil in lila noch der Sichtkegel des Endoskops von hinten angedeutet.

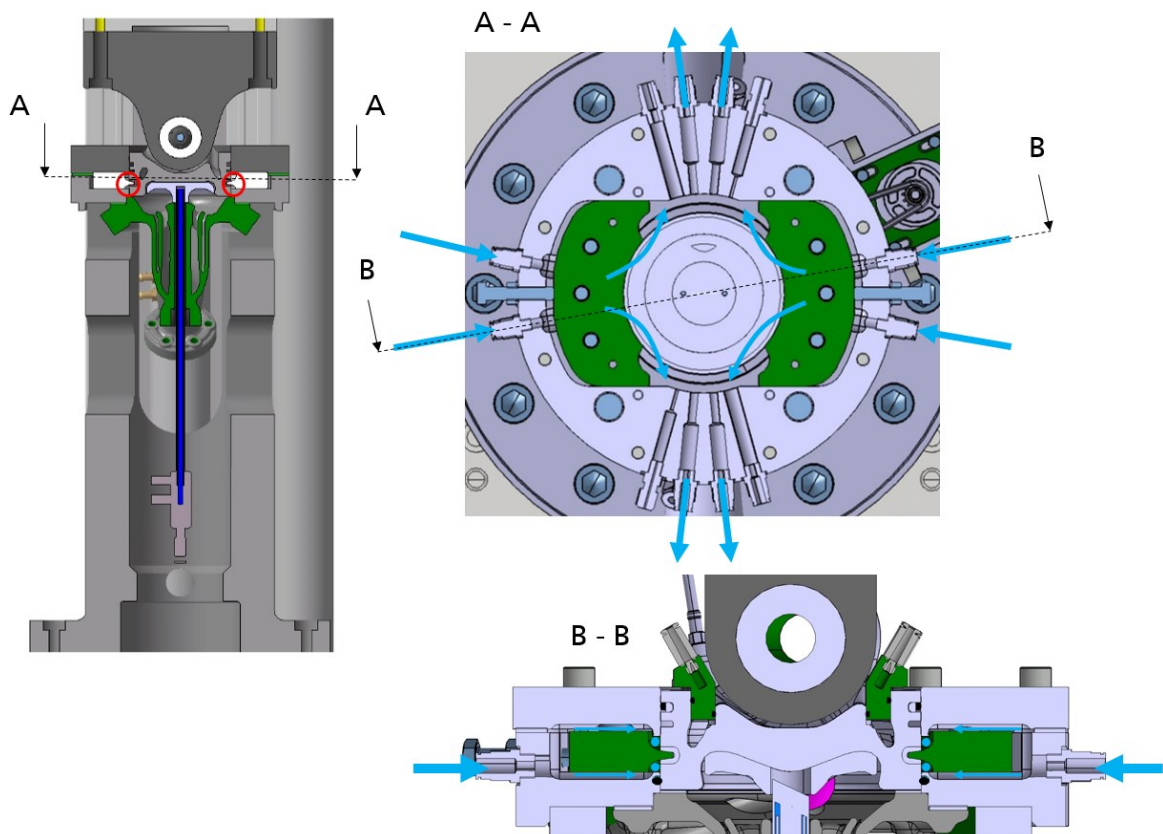


Abbildung 9.18: Mögliche Realisierung einer Kühlung der Ringpartie am ursprünglichen Prüfstands-
aufbau links rot markiert, rechts oben die Draufsicht durch den Schnitt A – A und rechts unten
die Rückansicht durch den Schnitt B - B

So kann auch hier wieder die Temperaturverteilung im Kolben in Abhängigkeit von unterschiedlichen Kühlmedien gemessen werden, welche wiederum Erkenntnisse über die sich einstellenden Lasten ermöglicht.

Die prognostizierte sehr hohe Zyklenzahl bis zum Versagen spricht dafür, dass die Schädigung pro Zyklus mit dem Kolbenprüfaufbau zu gering ist, um sinnvoll als Werkzeug im Bauteilentwicklungsprozess eingesetzt zu werden. Im Rahmen einer Studie werden unterschiedliche Temperaturverteilungen in der Kolbenprobe hinsichtlich ihrer TMF-Schädigung ausgewertet. Dazu wird auf den Simulationsansatz zurückgegriffen, der in Kp. 6.2 vorgestellt wird und bei dem die Konvektionsrandbedingungen an den für den Wärmeübergang relevanten Flächen entsprechend eingestellt werden. Die so berechneten Temperaturverteilungen dienen dann als Input für die Lebensdauerberechnung, welche das detaillierte Berechnungskonzept in Verbindung mit dem vereinfachten TMF-Lebensdauermodell in angepasster Form nutzt. Dadurch lässt sich das detaillierte Berechnungskonzept im Vergleich zur Berechnung mit mechanismenbasierten Lebensdauermodell in

PPmax-Formulierung mit verhältnismäßig wenig Rechenaufwand anwenden und ermöglicht einen guten qualitativen Vergleich der so bestimmten Lebensdauern. So zeigt sich, dass der effektivste Hebel zur Steigerung der Schädigung die Erhöhung der Wärmezufuhr im Bereich des Muldenrands ist. Hier bewirkt im Vergleich zur Temperaturverteilung im Versuch eine Steigerung der Konvektion am Muldenrand um 25 % eine Reduktion der Lebensdauer um 53 %. Eine Steigerung um 50 % resultiert sogar in einem Abfall der Lebensdauer um 70 %. Hier wurde auch schon eine Ringpartiekühlung in Form einer Erhöhung der Konvektion um 50 % berücksichtigt. Die daraus berechnete Temperaturverteilung mit einer Steigerung der Konvektion am Muldenrand um 25 % kann beispielsweise in Abbildung 9.19 betrachtet werden. Eine Übersicht zu den erwähnten Lebensdauern am Muldenrand mit den jeweiligen Konvektionsrandbedingungen ist in Tabelle 9.3 zusammengefasst. Dort findet sich auch die Sicherheit im Kühlkanal ohne Steg dagegen, dass dort Versagen eintritt, bevor es am Muldenrand auftritt.

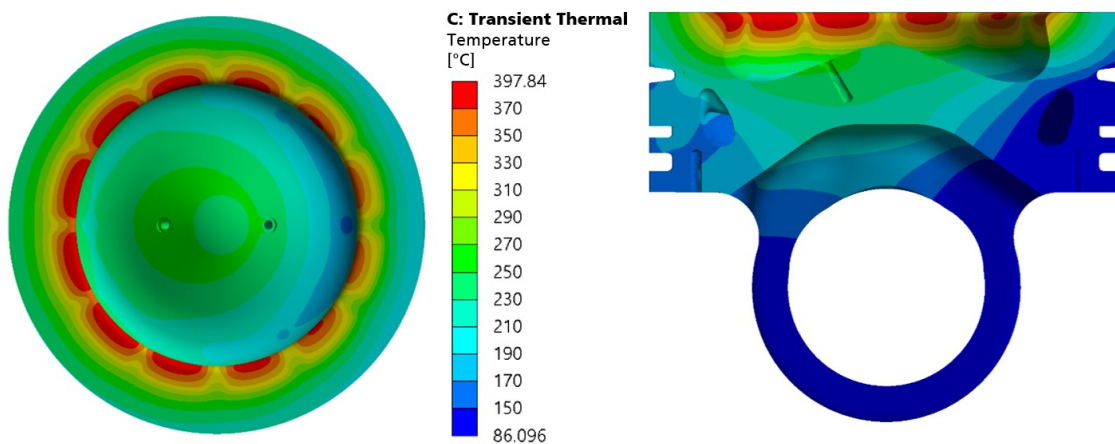


Abbildung 9.19: Berechnete Temperaturverteilung durch Steigerung der Konvektion am Muldenrand um 25 % und an Ringpartie um 50 % im Vergleich zu der im Versuch gemessenen Temperaturverteilung

Konvektion am Muldenrand	Konvektion an Ringpartie	Lebensdauer am Muldenrand	Sicherheit am Kühlkanal
+ 25 %	+ 50 %	- 53 %	x 100
+ 50 %	+ 50 %	- 70 %	x 160

Tabelle 9.3: Übersicht der Änderungen der berechneten Lebensdauern im Vergleich zu der für den TMF-Versuch berechneten in Abhängigkeit der Konvektionsrandbedingungen

Eine solche Temperaturerhöhung lässt sich in der Praxis realisieren, indem die bisher für die Heißgasführung von Brenner zu Prüfstands Aufbau verwendeten Edelstahlwellschläuche, welche die maximale Heißgastemperatur sowie den Heißgasdruck beschränkt haben, durch eine hochtemperaturbeständige Verrohrung mit entsprechenden Kompensatoren ersetzt werden. Erste rechnerische Abschätzungen zeigen, dass dadurch die Temperaturen am Muldenrand auf $> 400\text{ °C}$ gesteigert werden können, wodurch man, wie oben gezeigt, die TMF-Schädigung so erhöhen kann, dass die Versuche durch Verringerung der Prüfzeit effizient und kostengünstig durchgeführt werden können.

Zudem wird bei diesen Temperaturen die Schädigung durch eine überlagerte HCF-Last auf Grund des stark abfallenden E-Moduls der Kolbenlegierung ab 350 °C stark erhöht. Die temperaturabhängigen Werte des E-Moduls wurden am Fraunhofer IWM bestimmt und können Abbildung 9.20 entnommen werden.

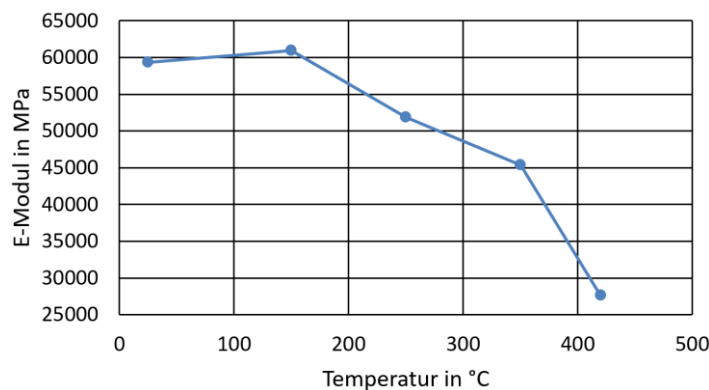


Abbildung 9.20: E-Modul des Kolbenlegierung aufgetragen auf der Temperatur

Da angenommen wird, dass die HCF-Last nur zu elastischen Belastungen führt, was die FE-Rechnungen auch gezeigt haben, kann davon ausgegangen werden, dass bei gleicher HCF-Last sich die HCF-Dehnungsamplitude indirekt proportional zum E-Modul verhält. Abbildung 9.20 kann entnommen werden, dass bspw. bei einer Temperaturerhöhung von 350 °C auf 420 °C der E-Modulwert um 40 % abfällt. Bei konstanter HCF-Last steigt die resultierende HCF-Dehnung entsprechend um 67 % an, was eine erhebliche Steigerung der HCF-Schädigung mit sich bringt. Dadurch wird der Versuchsaufwand in Form von der Anzahl der benötigten Prüfzyklen und -kosten für mit HCF-Last überlagerte TMF-Versuche zusätzlich reduziert.

10 Ableitung einer Prüfmethodik

Zur Ableitung einer Prüfmethodik werden die hier vorgestellten Aktivitäten in zwei Teile aufgeteilt, um so eine Einordnung in das iPeM zu ermöglichen. Diese sind zum einen die Prüfungsvorbereitung und zum anderen die Prüfungsplanung, -durchführung und -auswertung. Im Anschluss werden noch Ansätze zur Übertragung der Prüfmethodik auf weitere Anwendungsgebiete vorgestellt.

10.1 Prüfungsvorbereitung

Der Teil der Prüfungsvorbereitung kann wiederum in drei Hauptaufgaben unterteilt werden: Beanspruchungsermittlung, Schädigungsermittlung und Lebensdauerberechnung.

Die Beanspruchungsermittlung umfasst dabei die relative Belastungsanalyse unterschiedlicher Bauteilbereiche was für die Prüfung hier in Form der Identifikation der versagenskritischen Bereiche der Bauteile erfolgt. Dies ist während des Produktentstehungsprozesses an Hand von FE-Analysen zur Bauteildimensionierung durchzuführen.

Im Rahmen der Schädigungsermittlung werden Versuche zur Werkstoffcharakterisierung und -schädigung durchgeführt. Diese werden standardmäßig an Rundproben vorgenommen. Mit den Ergebnissen aus diesen Versuchen wird ein Lebensdauermodell für den jeweiligen Werkstoff angepasst.

Anschließend erfolgt die Entwicklung der Lebensdauerberechnung, für die ein geeignetes Verformungsmodell für die Bauteilberechnung ausgewählt und angepasst wird. Außerdem muss hier das bei der Schädigungsermittlung angepasste Lebensdauermodell ausgehend vom eindimensionalen Anwendungsfall für die Rundproben auf den dreidimensionalen Fall zur Anwendung an Bauteilen angepasst werden.

10.2 Prüfungsplanung, -durchführung und -auswertung

Zur Strukturierung des Vorgehens im Teil Prüfungsplanung, -durchführung und -auswertung erfolgt eine Aufteilung der Schritte nach dem Problemlösungsprozess SPALTEN aus dem iPeM, angelehnt an die Ableitung einer Methode zur Optimierung von Motor-Dauerlaufprogrammen in [103].

Hier wird zuerst die Situationsanalyse und Problemeingrenzung vorgenommen. Mit Kenntnis über den bereits während der Beanspruchungsermittlung identifizierten kritischen Bereich erfolgt eine Reduktion der Komplexität der Bauteile auf eben diesen kritischen Bereich. Dadurch sollen die Prüflinge möglichst einfach gestaltet werden um Herstellungs-, Simulations- und Prüfaufwand gering zu halten. Jedoch ist darauf zu achten, immer noch möglichst reale Belastungsbedingungen im kritischen Bereich abbilden zu können.

Der zweite Schritt besteht aus der sogenannten Lösungsauswahl. Dabei wird die konstruktive Lösung zur Übertragung der Betriebsrandbedingungen auf den Prüfstand erarbeitet. Zum einen erfolgt für die mechanische Belastung die Wahl des Lastpfads in Kombination mit der Art der Einbindung des Prüflings in den HFP. Zum anderen wird für die thermische Belastung eine strömungsoptimierte Auslegung der Heißgas- und Kühlmittelzufuhr vorgenommen.

Darauf folgt die Tragweitenanalyse als dritter Schritt. In diesem werden zuerst mittels CHT-Simulation durch eine CFD-Rechnung des Heißgases und des Kühlmittels sowie durch eine FE-Rechnung zur Wärmeübertragung und -verteilung die Prüfandbedingungen simuliert. Diese berechneten Temperaturfelder dienen wiederum als Input für eine überschlägige Lebensdauerberechnung mit der vorgelagerten FE-Rechnung zur Bestimmung der sich einstellenden Lasten. Anschließend wird die berechnete Lebensdauer hinsichtlich des zu erwartenden Versuchsaufwands in Form der Versuchsdauer bewertet und bei Bedarf erfolgt eine iterative Optimierung durch Anpassung der im früheren Schritt ausgewählten Lösung.

Das Entscheiden und Umsetzen ist der vierte Schritt. Dieser beinhaltet die Umsetzung der optimierten Lösung, was den Aufbau und die Inbetriebnahme des Prüfstands unter den ausgelegten Lasten beinhaltet. Dabei werden die CHT-Simulationen validiert, indem die Temperaturverteilungen im Prüfling gemessen werden. Mit den an diese Messungen angepassten simulierten Temperaturverteilungen wird nochmals die konkrete Lebensdauer berechnet und der Bauteilmüdungsversuch durchgeführt.

Der letzte Schritt ist die Nacharbeit. Dabei erfolgen die Analyse der Versuchsergebnisse hinsichtlich Reproduzierbarkeit der Belastungen und eine Untersuchung der Probenbruchflächen. Bei letzterer werden Fraktographie und Metallographie zur Rekonstruktion des Bruchverlaufs, der Rissinitiierung und Bewertung der Lastverhältnisse im versagenskritischen Bereich eingesetzt. Außerdem werden die Versuchsergebnisse mit den berechneten Lebensdauern verglichen und zusammen mit einer Identifikation von möglichen Fehlerquellen bewertet. Bei Bedarf wird eine Anpassung des Simulationsmodells

und der Versuchsrandbedingungen unter Berücksichtigung erster Versuchsergebnisse vorgenommen.

10.3 Ansätze zur Übertragung der Prüfmethodik auf weitere Anwendungsgebiete

Die hier vorgestellte Prüfmethodik lässt sich auch auf andere Anwendungen übertragen.

So kann sie beispielsweise auch auf abgasführende Komponenten wie Abgaskrümmen und Turbinengehäuse angewendet werden. In [104] wird beispielsweise die Eignung von Fe-Al-Legierungen für einen Pkw-Abgaskrümmen geprüft. Dazu wird ebenfalls eine Werkstoffcharakterisierung, eine elastisch-plastische Bauteilrechnung für einen quantitativen Vergleich der mechanischen Belastungen sowie eine abschließende Prüfung mit den Bauteilen am Motorenprüfstand durchgeführt. Mit der hier vorgestellten Prüfmethodik können die Tests am Motorenprüfstand durch den Teil "Prüfungsplanung, -durchführung und -auswertung" der besagten Methodik substituiert werden, wodurch Versuchskosten und -aufwand eingespart werden können.

Des Weiteren wird in [96] experimentell und rechnerisch eine TMF-Lebensdauerbewertung von einem Nkw-Abgaskrümmenmittelstück und einem Abgasturbolader-Turbinengehäuse aus GJS-SiMo-5-1 untersucht. Hier erfolgt auch eine Prüfung an einer reduzierten bauteilnahen Probengeometrie, allerdings ohne HCF-Überlagerung und lediglich mit starrer Einspannung, wodurch betriebsnahe Belastungen nur bedingt aufgeprägt werden können.

Ebenso kann diese Methodik auf Zylinderköpfe für Schiffsmotoren angewendet werden. Im Rahmen des EU-Projekts 634135-Hercules-2 fand sie bereits teilweise Einsatz bei der Entwicklung einer Lebensdauerberechnung für Zylinderköpfe aus den Graugusswerkstoffen EN-GJS-500-7 und GJS-500-14 und deren Prüfung.

Außerdem ist eine Anwendung auch für Komponenten aus dem Kraftwerksbetrieb denkbar. In [105] wird das Potenzial von zwei verschiedenen Ni-Cr-Co-Legierungen für den Einsatz in Überhitzerrohren untersucht. Dazu wird hier allerdings lediglich das Schädigungsverhalten der beiden Werkstoffe anhand eindimensionaler LCF- und TMF-Versuche betrachtet. Mit der Entwicklung eines Lebensdauermodells zusammen mit einem Bauteilbegriffungskonzept und dessen Validierung, wie sie die Prüfmethodik vorsieht, wäre bspw. eine Optimierung der Überhitzerrohrführung bzgl. der maximalen Lebensdauer unter TMF-Belastung denkbar.

11 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wird eine Prüfmethodik für Lebensdauervorhersagen für Kolben und Zylinderköpfe aus Aluminiumlegierungen unter realitätsnahen Belastungen vorgestellt, welche eine effiziente Validierung der Bauteilauslegung früh im Entwicklungsprozess durch eine Reduktion der Probengeometrie auf den versagenskritischen Bereich ermöglicht. Zusätzlich erlaubt die Methodik einen Vergleich unterschiedlicher Werkstoffe hinsichtlich Einsatz eignung unter bauteilnahen TMF/HCF-Lasten. So kann diese Prüfung als Werkzeug zur Unterstützung in der Bauteilentwicklung herangezogen werden. Die realitätsnahe Prüfung durch Überlagerung von TMF- und HCF-Lasten wird durch die Kopplung eines Heißgasbrenners mit einem HFP umgesetzt. Eine permanente optische Rissprüfung ermöglicht dabei die kontinuierliche Aufnahme und Dokumentation des Risswachstums sowie die Zuordnung von TMF-Zyklenzahlen zu einer definierten Risslänge. Dies wiederum kann zur Validierung von Lebensdauerberechnungskonzepten verwendet werden, insbesondere für solche, die auf bruchmechanischen Modellen basieren und eine bestimmte Risslänge als Versagenskriterium verwenden.

Für die Erstellung dieser Lebensdauermodelle sind diverse Werkstoffuntersuchungen nötig, die für die Anwendung am Bauteil, zusätzlich zu einem entsprechendem Verformungsmodell für die nötige vorgelagerte FE-Rechnung, angepasst werden müssen. Dies erfolgte am Fraunhofer IWM und an der Hochschule Offenburg. Die entsprechenden Ergebnisse werden hier kurz vorgestellt.

Die Analyse der Ergebnisse der bauteilnahen Versuche mit den eigens dafür entwickelten Prüfaufbauten zeigt unter dem Aspekt der Validierung der Lebensdauerberechnungen, dass die mechanischen und thermischen Belastungen als reproduzierbar über die Versuchsdauer angenommen werden können. Im ursprünglichen Kühladapter auftretende Kavitation ist Grund für den Abbruch des ersten überlagerten TMF/HCF-Versuchs, da der erforderliche Temperaturgradient nicht mehr eingestellt werden kann. Dabei erinnert das beobachtete Schädigungsbild an eines, welches bereits im Wassermantel von Zylinderköpfen beobachtet wurde. Mit Hilfe einer simulativen Strömungsanalyse sowie einer Untersuchung der sich einstellenden Schädigung am Kühladapter, konnten effektive Abhilfemaßnahmen abgeleitet und umgesetzt werden. Diese ermöglichten eine problemlose überlagerte TMF/HCF-Prüfung mit einem überarbeiteten Kühladapter. Bei der ZKP kann außerdem von innenliegenden Poren ausgehendes Risswachstum ausgeschlossen und für den Werkstoff reguläres Risswachstum beobachtet werden. Dies zeigt,

dass die tatsächliche Risslänge ohne Einschränkung einer konkreten TMF-Zyklenzahl zugeordnet werden kann. Falls der Riss nicht an einer durch das Endoskop einsehbaren Stelle initiiert, ermöglicht eine nachgelagerte fraktographische Untersuchung der Bruchfläche eine Korrektur der beobachteten Risslänge. Diese erfolgt mittels einer Analyse des Risswachstumsverhaltens, welches an Hand der Werkstoffuntersuchungen bestimmt wird, und der während des Versuchs mittels Endoskop aufgenommenen Bildern. Letztendlich unterstreichen hier die mit einer Schlauchkamera vor der Demontage der ZKP aufgenommenen Schadensbilder und deren Vergleich untereinander die Aussagekraft und Übertragbarkeit der Prüfungsergebnisse. Außerdem zeigen sie, dass ein Abgleich der im Versuch festgestellten und der berechneten Lebensdauern für Validierungszwecke zulässig ist. Dies ermöglicht die Aussage, dass das detaillierte Berechnungskonzept mit mechanismenbasiertem Lebensdauermodell in PPmax-Formulierung hier am geeignetsten ist. Zusätzlich kann aufgezeigt werden, dass mittels einer Anpassung des Modellparameters des effektiven Schwellenwerts für Risswachstum die Genauigkeit der Lebensdauervorhersage unter überlagerter TMF/HCF-Belastung bei Abweichung des TMF/HCF-Zyklusverhältnis von den dem Lebensdauermodell zugrunde liegenden Versuchen verbessert werden kann.

Mit dem für die Kolbenprüfung entwickelten Aufbau kann ein erfolgreicher Prüfbetrieb demonstriert werden. Dessen Ergebnisse zeigen, dass zwar eine reguläre Schädigung am Muldenrand eingestellt werden kann, die thermische Belastung des gesamten Kolbens allerdings nicht zu der sich im realen Betrieb einstellenden passt, was sich in einem Riss im Kühlkanal äußert. Des Weiteren zeigt sich, dass die Belastungen für eine effiziente Prüfung zu gering sind. Es werden Anpassungsmaßnahmen zur Prüfungsoptimierung abgeleitet und simulativ nachgewiesen, dass diese zielführend sind. So kann der versagenskritische Bereich, welcher sich unter den aktuellen Versuchsrandbedingungen am Kühlkanal einstellt, durch Entfernen des Kühlkanalstegs zum Muldenrand hin verschoben werden. Außerdem kann die Wärmeabfuhr im Motor an an der Ringpartie mittels eines zusätzlichen Kühlkanals im Prüfstandsaufbau an eben diesen Kolbenbereichen nachgebildet werden. Darüber hinaus ermöglicht eine hochtemperaturbeständige Heißgasverrohrung zwischen Brenner und HFP eine drastische Verringerung des Versuchsaufwands durch Reduktion der Versuchslaufzeit indem höhere Prüflingstemperaturen ermöglicht werden. Dadurch kann letztendlich eine sehr viel effektivere Prüfung sichergestellt werden.

Somit wird gezeigt, dass die aus dem vorgestellten Vorgehen abgeleitete Prüfmethode insbesondere durch die regelmäßig vorgesehene Prüfung des Anpassungsbedarfs der Versuchsrandbedingungen sicherstellt, dass eine effiziente Validierung von Lebensdauerberechnungen und der Bauteilauslegung an sich ermöglicht wird.

Die Analyse der Versuchsergebnisse kann darüber hinaus noch um eine Auswertung von Aufnahmen von Riss schließen und -öffnen erweitert werden, welche durch die kontinuierliche Rissprüfung ermöglicht wird. Dabei kann ein Abgleich der entsprechenden Zeiten im Zyklus zwischen Beobachtung im Versuch und Berechnung mittels Lebensdauermodell die Berechnungsgenauigkeit weiter erhöhen.

Außerdem besteht die Option, die in der Prüfung aufgeprägte TMF/HCF-Last um eine lokale zusätzlich überlagerte hochzyklische thermische Wechsellast mit Hilfe eines Infrarotlasers zu erweitern, ähnlich wie es in [59] umgesetzt worden ist. Dabei kann der Vorteil des hier vorgestellten Prüfkonzepts genutzt werden, welcher darin besteht, dass ein Heißgasbrenner zum Erzeugen der TMF-Last genutzt wird, um Riss schließen und -öffnen weiterhin zu beobachten.

Eine zusätzliche Erweiterung der Prüfmethodik kann den Faktor Gussdefekte berücksichtigen. Dazu wäre die optimierte Lebensdaueranalyse von Gussbauteilen nach [106] zu nutzen. Hier werden Lage und Geometrie von Ungängen mittels Computertomographie oder mechanisiertem Ultraschall detektiert. Über eine versuchstechnische Zuordnung einer Kerbwirkungszahl wird deren Einfluss auf die Schwingfestigkeit beziffert. So können diese Informationen Eingang in eine FE-Berechnung finden, wodurch wiederum einsatzspezifische maximale kritische Ungänzekonstellationen und deren Einfluss auf die zu erwartende Lebensdauer berechnet werden können.

Dieser Ansatz lässt sich auch auf die additive Fertigung übertragen. So können hier die Aufbaurichtung und daraus resultierende richtungsabhängige Werkstoffeigenschaften sowie prozessparameterabhängige Werkstofffehler stochastisch in einer Lebensdauerberechnung berücksichtigt werden um deren Genauigkeit zu erhöhen.

Somit bietet die vorgestellte Prüfmethodik nicht nur Grundlage für Erweiterungen der Belastungsrandbedingungen sondern auch Potenzial, neben werkstoff- und geometrieabhängigen Faktoren auch Fertigungsprozessparameter zu berücksichtigen.

12 Literatur

- [1] HAMMERSCHMIDT, M. *Entwicklung einer Methodik zur Lebensdauerabschätzung von Aluminiumgusszylinderköpfen unter transientscher Thermomechanik mit überlagerter hochfrequenter Druckpulsation*. Dissertation. Karlsruhe, 2017.
- [2] BECK, T., D. LÖHE, J. LUFT und I. HENNE. Damage mechanisms of cast Al–Si–Mg alloys under superimposed thermal–mechanical fatigue and high-cycle fatigue loading [online]. *Materials Science and Engineering: A*, 2007, **468-470**, 184-192. ISSN 09215093 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.msea.2006.05.177
- [3] GUTIERREZ, R.F., B. STAUDER, S. DIETZ und W. BENTE. Hochleistungslegierungen für Zylinderköpfe. *MTZ - Motorentechnische Zeitschrift*, 2020, **81(4)**, 30-36.
- [4] VAN BASSHUYSEN, R. und F. SCHÄFER. *Handbuch Verbrennungsmotor*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2017. ISBN 978-3-658-10901-1.
- [5] KÖHLER, E. und R. FLIERL. *Verbrennungsmotoren. Motormechanik, Berechnung und Auslegung des Hubkolbenmotors*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019. ISBN 978-3-658-24540-5.
- [6] KNIRSCH, S., U. WEISS, A. FRÖHLICH und J. HELBIG. Die neue V6-TDI-Motorengeneration von Audi Teil1: Konstruktion und Mechanik. *MTZ - Motorentechnische Zeitschrift*, 2014, **75(9)**, 36-43.
- [7] KÖHLER, E., C. KLIMESCH, S. BECHTLE und S. STANCHEV. Zylinderköpfe im Schwerkraft-Kokillenguss. *MTZ - Motorentechnische Zeitschrift*, 2010, **71(9)**, 608-611.
- [8] NEUSSER, H.-J. und R. THIELECKE. Die neuen Motoren - Ökonomisch, sauber, dynamisch. *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift, ATZ extra - November*, 2012, **17(6)**, 48-55.
- [9] BARTH, A. Zylinderköpfe aus AC-Al Si7MgZr T7 und AC-Al Si10Mg\((Cu)\)Zr T7 für Hochleistungsmotoren. *Giesserei*, 2015, **102(5)**, 38-46.
- [10] GÖZMEC, T., S. LAUER und F. MAASSEN. Auslegung von Diesel-Zylinderköpfen. *ATZ Offhighway*, 2011, **4(1)**, 10-21.

- [11] LOEPRECHT, M., T. BRUNNBERG und V. UZLIK. Betriebsfeste Auslegung des Zylinderkopfs eines Audi TFSI-Motors. In: VDI-GESELLSCHAFT WERKSTOFFTECHNIK, Hg. 6. *VDI-Fachtagung Gießtechnik im Motorenbau*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 2011, S. 9-38.
- [12] MAIER, H.J., T. NIENDORF und R. BÜRCEL. *Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019. ISBN 978-3-658-25313-4.
- [13] HAMMERSCHMIDT, M., A. GUIRAO BLANK, S. HOLLUNDER und K.H. LANG. Belastungsanalyse am Aluminium-Zylinderkopf - Bewertung von Betriebszuständen und Abgleich mit der Simulation. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG E.V., Hg. 42. *Tagung des Arbeitskreises Betriebsfestigkeit: Betriebsfestigkeit - Bauteile und Systeme unter komplexer Belastung*. Berlin: DVM, 2015, S. 25-40.
- [14] STAUDER, B., P. STIKA, J. KRAMMERBAUER und G. HUBER. Praxisgerechte Behandlung von Eigenspannungen in Zylinderköpfen. Entstehung, Messung und Simulation von Eigenspannungen und eine optimale Entwicklungsstrategie bezüglich der Lebensdauer von Zylinderköpfen. In: VDI MATERIALS ENGINEERING, Hg. 4. *VDI-Fachtagung Ventiltrieb und Zylinderkopf*. Düsseldorf: VDI-Verl., 2010, S. 253-263.
- [15] STOLZE, C. *Untersuchung der kühlwassermantelseitigen Rissbildung an hochbelasteten Zylinderköpfen aus Aluminiumgusslegierungen*. Dissertation. Bochum, 2007.
- [16] MAHLE GMBH. *Zylinderkomponenten*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015. ISBN 978-3-658-09545-1.
- [17] MAHLE GMBH. *Kolben und motorische Erprobung*. 2., überarbeitete Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015. ATZ / MTZ-Fachbuch. 2. ISBN 9783658095581.
- [18] TSCHÖKE, H., K. MOLLENHAUER und R. MAIER. *Handbuch Dieselmotoren*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018. ISBN 978-3-658-07696-2.
- [19] SCHMID, M.G. *Thermomechanische Ermüdung zweier Aluminium-Basislegierungen für Hochleistungskolben*. Düsseldorf: VDI-Verl., 2015. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 5, Grund- und Werkstoffe, Kunststoffe. 756. ISBN 9783183756056.
- [20] HARNISCHMACHER, A. *Schädigung und Lebensdauer von Aluminium-Gusslegierungen für thermisch-mechanisch hochbeanspruchte Motorbauteile*. Dissertation. Karlsruhe, 2013.

- [21] RÖHRLE, M. *Rißneigung von Leichtmetall-Kolben-Legierungen durch periodische Wärmebeanspruchung*. Dissertation. Stuttgart, 1968.
- [22] BRUCH, E. *Aluminium-Gusslegierungen: Sekundär-Aluminium. Qualität u. Recycling*. 5. Auflage. Düsseldorf: VDS, 1988. ISBN 978-3-87260-092-9.
- [23] MONDOLFO, L.F. *Aluminum alloys. Structure and properties*. London: Butterworths, 1979. ISBN 0408709324.
- [24] KNIRSCH, S., E. AMBOS und M. TODTE. Werkstoff- und Verfahrensentwicklung für Zylinderköpfe von hochbelasteten Verbrennungsmotoren [online]. *MTZ - Motorentechnische Zeitschrift*, 2004, **65**(4), 292-297 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF03227179
- [25] THALMAIR, S. *Thermomechanische Ermüdung von Aluminium-Silizium-Gusslegierungen unter ottomotorischer Beanspruchung*. Dissertation. Karlsruhe, 2009.
- [26] CRIADO, A.J., J.A. MARTÍNEZ und R. CALABRÉS. Growth of eutectic silicon from primary silicon crystals in aluminium-silicon alloys [online]. *Scripta Materialia*, 1997, **36**(1), 47-54. ISSN 1359-6462 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1016/S1359-6462(96)00332-6
- [27] ROOS, E., K. MAILE und M. SEIDENFUß. *Werkstoffkunde für Ingenieure. Grundlagen, Anwendung, Prüfung*. 6., ergänzte und bearbeitete Auflage. Berlin: Springer Vieweg, 2017. Lehrbuch. ISBN 9783662495322.
- [28] OSTERMANN, F. *Anwendungstechnologie Aluminium*. Berlin Heidelberg: Springer Vieweg, 2014. ISBN 978-3-662-43806-0.
- [29] YE, H. An overview of the development of Al-Si-Alloy based material for engine applications [online]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2003, **12**(3), 288-297. ISSN 1544-1024 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1361/105994903770343132
- [30] MACHERAUCH, E. und H.-W. ZOCH. *Praktikum in Werkstoffkunde. 100 ausführliche Versuche aus wichtigen Gebieten der Werkstofftechnik*. 13. Auflage. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019. ISBN 978-3-658-25373-8.
- [31] MURKEN, J. *Mikrostrukturelle Untersuchungen zum Einfluß von Spannung und plastischer Verformung auf das Wachstum von Ausscheidungen in Al-Legierungen bei erhöhter Temperatur*. Düsseldorf: VDI-Verl., 2002. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 5, Grund- und Werkstoffe, Kunststoffe. 665. ISBN 3183665050.

- [32] ZSCHECH, E. Metallkundliche Prozesse bei der Wärmebehandlung aushärtbarer Aluminiumlegierungen. *Härtereitechnische Mitteilungen - HTM*, 1996, **51**(3), 137-144. ISSN 0341-101X.
- [33] Deutsches Institut für Normung e.V., *DIN EN 1706: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Gussstücke - Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [34] Verein deutscher Ingenieure, *VDI 3822: Schadensanalyse: Grundlagen und Durchführung einer Schadensanalyse*. Düsseldorf: VDI-Verl.
- [35] GROSCH, J. *Schadenskunde im Maschinenbau. Charakteristische Schadensursachen - Analyse und Aussagen von Schadensfällen*. 5. Auflage. Renningen: expert-Verl., 2010. ISBN 9783816927020.
- [36] LANGE, G. und M. POHL, Hg. *Systematische Beurteilung technischer Schadensfälle*. 6. Auflage. Weinheim, Germany: Wiley-VCH, 2014. ISBN 9783527325306.
- [37] Deutsches Institut für Normung e.V., *DIN ISO 4378-2: Gleitlager - Begriffe, Definitionen, Einteilung und Symbole - Teil 2: Reibung und Verschleiß*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [38] GREUTER, E. und S. ZIMA. *Motorschäden. Schäden an Verbrennungsmotoren und deren Ursachen*. 2. Auflage. Würzburg: Vogel, 2000. ISBN 3802317947.
- [39] RÖSLER, J., H. HARDERS und M. BÄKER. *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019. ISBN 978-3-658-26801-5.
- [40] SHACKELFORD, J.F. *Introduction to materials science for engineers*. 7. Auflage. New Jersey: Pearson/Prentice Hall, 2009. ISBN 9780136012603.
- [41] FLAIG, B. *Isothermes und thermisch-mechanisches Ermüdungsverhalten von GK- AlSi10Mg wa, GK- AlSi12CuMgNi und GK- AlSi6Cu4* . Dissertation. Karlsruhe, 1995.
- [42] ROOS, E., D. KRÄTSCHMER, S. MIELKE und C. TEETZ. *Werkstoffausnutzung. Weiterentwicklung eines schädigungsmechanischen Modells zur Berechnung einer maximal zulässigen Werkstoffausnutzung unter schwingender Beanspruchung angewandt auf eine Aluminiumgußlegierung*. Abschlussbericht zum FVV-Vorhaben Nr. 909. Frankfurt am Main: FVV, 2009.
- [43] FLAIG, B. und K.H. LANG. *Aluminiumguß. Thermisch-mechanisches Ermüdungsverhalten von Aluminiumguß-Legierungen*. Abschlussbericht zum FVV-Vorhaben Nr. 530. Frankfurt am Main: FVV, 1994.

- [44] GRIEB, M. *Untersuchung von Aluminiumgusslegierungen auf thermomechanische und HCF Ermüdung und Verbesserung der Lebensdauervorhersage*. Düsseldorf: VDI-Verl., 2010. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 5, Grund- und Werkstoffe, Kunststoffe. 742. ISBN 978-3-18-374205-9.
- [45] NEU, R.W. und H. SEHITOGLU. Thermomechanical Fatigue, Oxidation and Creep Part I: Damage Mechanisms. *Metallurgical Transactions*, 1989, **20A**, 1755-1767.
- [46] NEU, R.W. und H. SEHITOGLU. Thermomechanical Fatigue, Oxidation and Creep Part II: Life Prediction. *Metallurgical Transactions*, 1989, **20A**, 1769-1783.
- [47] LUFT, J., T. BECK und D. LÖHE. Thermo-mechanical Fatigue Behaviour of the Cast Aluminium Alloy AlSi7Mg. In: P.D. PORTELLA, Hg. *Proc. of the 5th Intern. Conf. on Low Cycle Fatigue*. Berlin: DVM, 2003, S. 219-224.
- [48] SEHITOGLU, H. und H.J. MAIER. *Thermo-mechanical fatigue behavior of materials, third volume*. West Conshohocken, Pa.: ASTM American Society for Testing and Materials, 2000. ASTM STP. 1371. ISBN 0-8031-2853-3.
- [49] SLAVIK, D. und H. SEHITOGLU. A Constitutive Model for High Temperature Loading Part I. Experimentally based Forms of the Equation. *American Society of Mechanical Engineers PVP, Thermal Stress, Material Deformation and Thermomechanical Fatigue*, 1987, **123**, 65-74.
- [50] SLAVIK, D. und H. SEHITOGLU. A Constitutive Model for High Temperature Loading Part II. Comparison of Simulations with Experiments. *American Society of Mechanical Engineers PVP, Thermal Stress, Material Deformation and Thermomechanical Fatigue*, 1987, **123**, 75-82.
- [51] LANGMAYR, F. und F. ZIEHER. Thermomechanik von Zylinderköpfen. In: VDI-GESELLSCHAFT WERKSTOFFTECHNIK, Hg. *Tagung Ventiltrieb und Zylinderkopf*. Düsseldorf: VDI-Verl., 2004, S. 227-243.
- [52] HAIBACH, E. *Betriebsfestigkeit. Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Düsseldorf: VDI-Verl., 1989. ISBN 3-18-400828-2.
- [53] REIPERT, R. und A. MIROLD. Simulation der Belastung von Kolben und ihrer Werkstoffe. In: VDI-GESELLSCHAFT WERKSTOFFTECHNIK, Hg. *Fachtagung Zylinderlauffläche, Hochleistungskolben, Pleuel - Innovative Systeme im Vergleich*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 2001, S. 117-149.

- [54] JUNKER, H. und W.J. IßLER. Kolben für hochbelastete Diesel-Motoren mit Direkteinspritzung. In: J. BALLAUF, Hg. *8. Aachener Kolloquium Fahrzeug- und Motorentechnik*. Aachen: RWTH Rheinisch-Westfaelische technische Hochschule Aachen, 1999, S. 207-220.
- [55] DÖRNENBURG, F., K. LADES und S. KENNINGLEY. Neue Technik für höhere Warmfestigkeit von Aluminiumkolben. *MTZ - Motorentechnische Zeitschrift*, 2010, **71**(4), 246-249.
- [56] BISCHOFF, T., S. RÖDLING und B. STAUDER. Innovative Prüfmethodik zur Ermittlung der thermomechanischen Ermüdung an Zylinderköpfen [online]. *Materials Testing*, 2012, **54**(10), 655-662. ISSN 0025-5300 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.3139/120.110384
- [57] ACHATZ, F., J. FRÖSCHL und S. RÖDLING. Zeitgeraffte und kostenoptimierte Bauteilprüfung an Zylinderköpfen [online]. *Materials Testing*, 2010, **52**(7-8), 502-507. ISSN 0025-5300 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.3139/120.110147
- [58] HAMMERSCHMIDT, V. *Entwicklung eines Prüfkonzeptes für thermomechanisch hoch beanspruchte Bereiche von Zylinderköpfen und numerische Abbildung der thermischen Belastungszyklen*. Dissertation. Magdeburg, 2018.
- [59] GUTERMUTH, U., D. SCHUSTER und W. IßLER. Al-Si piston alloy behavior under combined mechanical and thermal cyclic loading with superimposed high-frequency thermal cycling [online]. *Materials Testing*, 2018, **60**(11), 1051-1054. ISSN 0025-5300 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.3139/120.111247
- [60] LING, Y. Uniaxial True Stress-Strain after Necking. *AMP Journal of Technology*, 1996, **5**, 37-48.
- [61] RWTH AACHEN. *Modellierung elastoplastischer Materialien mit isotroper und kinematischer Verfestigung* [online]. *CES-Seminar*, 2012 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: http://www.mathcces.rwth-aachen.de/_media/3teaching/0classes/archiv/010_ces_seminar_elastoplastischematerialien.pdf
- [62] KHAN, A.S. und S. HUANG. *Continuum theory of plasticity*. New York: Wiley, 1995. ISBN 0471310433.
- [63] MACCLINTOCK, F.A. und A.S. ARGON. *Mechanical behavior of materials*. Reading, Massachusetts: Addison-Wesley, 1966.

- [64] SEIFERT, T., C. SCHWEIZER, M. SCHLESINGER, M. MÖSER und M. EIBL. Thermomechanical fatigue of 1.4849 cast steel – experiments and life prediction using a fracture mechanics approach [online]. *International Journal of Materials Research*, 2010, **101**(8), 942-950. ISSN 1862-5282 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.3139/146.110363
- [65] MAIER, G., H. RIEDEL, T. SEIFERT, J. KLÖWER und R. MOHMANN. Time and Temperature Dependent Cyclic Plasticity and Fatigue Crack Growth of the Nickel-Base Alloy617B – Experiments and Models [online]. *Advanced Materials Research*, 2011, **278**, 369-374 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.278.369
- [66] CHABOCHE, J.L. Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity [online]. *International Journal of Plasticity*, 2(2), 149-188, 1986 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1016/0749-6419(86)90010-0
- [67] CHABOCHE, J.L. Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity [online]. *International Journal of Plasticity*, 1989, **5**(3), 247-302. ISSN 0749-6419 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1016/0749-6419(89)90015-6
- [68] CHABOCHE, J.-L. Cyclic Viscoplastic Constitutive Equations, Part I: A Thermodynamically Consistent Formulation [online]. *Journal of Applied Mechanics*, 1993, **60**(4), 813-821. ISSN 0021-8936 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1115/1.2900988
- [69] ZEHAZ, M., F.V. TAHAMI und H. AKHANI. Experimental determination of material parameters using stabilized cycle tests to predict thermal ratchetting. *U.P.B. Scientific Bulletin*, 2016, **78**, 17-30.
- [70] DOEGE, E. und B.-A. BEHRENS. *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen*. 3. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016.
- [71] BROGGIATO, G.B., F. CAMPANA und L. CORTESE. The Chaboche nonlinear kinematic hardening model: calibration methodology and validation [online]. *Mechanica*, 2008, **43**(2), 115-124. ISSN 0025-6455 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1007/s11012-008-9115-9
- [72] SEIFERT, T. und S. MITTAG. *Project Progress - Simulation Damage Characteristics - Validation Tests and Lifetime Calculations. Component tests for validation of computational methods for the life prediction of aluminium cast components under*

- combined thermomechanical and high-frequency loading*. 1. Sitzung des projektbegleitenden Ausschusses zum FVV-Vorhaben Nr. 1404. Web-Konferenz, 1. Oktober 2020.
- [73] GROSS, D. und T. SEELIG. *Bruchmechanik. Mit einer Einführung in die Mikro-mechanik*. 6. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016. ISBN 978-3-662-46736-7.
- [74] SCHWEIZER, C. *Physikalisch basierte Modelle für Ermüdungsrisswachstum und An-risslebensdauer unter thermischen und mechanischen Belastungen*. Aachen: Shaker, 2013. Schriftenreihe Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnik. 76. ISBN 9783844021493.
- [75] RICE, J.R. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Con-centration by Notches and Cracks [online]. *Journal of Applied Mechanics*, 1968, **35**(2), 379-386. ISSN 0021-8936 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1115/1.3601206
- [76] CHAUVOT, C. und M. SESTER. Fatigue crack initiation and crystallographic crack growth in an austenitic stainless steel [online]. *Computational Materials Science*, 2000, **19**(1), 87-96. ISSN 0927-0256 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0927-0256(00)00143-9
- [77] HERITIER, L., K.H. LANG, M. METZGER, B. NIEWEG, Y. BRONTFEYN, M. TANDLER und C. SCHWEIZER. *TMF/HCF-Lebensdauervorhersage Eisenguss. Rechenmodelle zur Lebensdauervorhersage von Motorbauteilen unter thermomechanischer und überlagerter hochzyklischer Ermüdungsbeanspruchung*. Abschlussbericht zum FVV-Vorhaben Nr. 985. Frankfurt am Main: FVV, 2011. 947.
- [78] SCHWEIZER, C., T. SEIFERT, B. NIEWEG, P. von HARTROTT und H. RIEDEL. Mechanisms and modelling of fatigue crack growth under combined low and high cycle fatigue loading [online]. *International Journal of Fatigue*, 2011, **33**(2), 194-202. ISSN 01421123 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijfa-tigue.2010.08.008
- [79] EL HADDAD, M.H., K.N. SMITH und T.H. TOPPER. Fatigue Crack Propagation of Short Cracks [online]. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1979, **101**(1), 42-46. ISSN 0094-4289 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1115/1.3443647
- [80] SEIFERT, T. Ein komplexes LCF-Versuchsprogramm zur schnellen und günstigen Werkstoffparameteridentifizierung. In: M. BORSUTZKI, Hg. *Tagung*

- Werkstoffprüfung. Fortschritte der Kennwertermittlung für Forschung und Praxis.* Düsseldorf: Stahleisen, 2006, S. 409-414.
- [81] FISCHER, C., K.G. KUHLEN, S. MITTAG, C. SCHWEIZER und T. SEIFERT. *Simulation Schädigungsverhalten. Rechnerische Bewertung der Bauteillebensdauer von Aluminiumgusskomponenten unter kombinierter thermomechanischer und hochfrequenter Belastung.* Abschlussbericht zum FVV-Vorhaben Nr. 1205. Frankfurt am Main, 2019.
- [82] METZGER, M. und T. SEIFERT. A Mechanism-Based Model for LCF/HCF and TMF/HCF Life Prediction: Multiaxial Formulation, Finite-Element Implementation and Application to Cast Iron. *Technische Mechanik*, 2012, **32**, 435-445.
- [83] HE, M.Y. und J.W. HUTCHINSON. The Penny-Shaped Crack and the Plane Strain Crack in an Infinite Body of Power-Law Material [online]. *Journal of Applied Mechanics*, 1981, **48**(4), 830-840. ISSN 0021-8936 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1115/1.3157742
- [84] ELBER, W. Fatigue crack closure under cyclic tension [online]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1970, **2**(1), 37-45. ISSN 00137944 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1016/0013-7944(70)90028-7
- [85] NEWMAN, J.C. A crack opening stress equation for fatigue crack growth [online]. *International Journal of Fracture*, 1984, **24**(4), R131-R135. ISSN 0376-9429 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF00020751
- [86] KHALIL, O., C. SCHWEIZER und K.H. LANG. *Aluminium-Radialverdichterräder. Verbesserte Methoden zur Lebensdauerberechnung von Abgasturbolader-Radialverdichterrädern aus hochwarmfesten Aluminiumlegierungen.* Abschlussbericht zum FVV-Vorhaben Nr. 897. Frankfurt am Main: FVV, 2010. 911.
- [87] SEIFERT, T. und S. MITTAG. *Projektfortschritt - Simulation Schädigungsverhalten. Rechnerische Bewertung der Bauteillebensdauer von Aluminiumgusskomponenten unter kombinierter thermomechanischer und hochfrequenter Belastung.* 7. Sitzung des projektbegleitenden Ausschusses zum FVV-Vorhaben 1205. Karlsruhe, 23. Oktober 2018.
- [88] SCHWEIZER, C., K.G. KUHLEN und T. SEIFERT. *Final Presentation - Simulation of Damage Characteristics. Simulation of material and damage behavior of aluminum engine components under TMF/HCF.* Abschlussvortrag zum FVV-Vorhaben Nr. 1205. Würzburg, 28. März 2019. FVV Spring Conference.

- [89] ZWICK GMBH & CO. KG. *Vibrophone. Technisches Handbuch*. Ulm: Zwick GmbH & Co. KG, 2017.
- [90] WIMMER, A. *Motorenmesstechnik. LV Nr. 313.080*. TU Graz, WS 2018/2019.
- [91] KUHLEN, K.G., C. SCHWEIZER und T. SEIFERT. Simulation Schädigungsverhalten. Simulation des Material- und Schädigungsverhaltens von AI-Motorenkomponenten. In: FORSCHUNGSVEREINIGUNG VERBRENNUNGSMOTOREN FVV, Hg. *Frühjahrstagung 2019. Abschluss- und Zwischenberichte der Forschungsstellen Motoren*. Frankfurt am Main: Forschungsvereinigung Verbrennungsmotoren FVV, 2019, S. 7-41.
- [92] BOHL, W. und W. ELMENDORF. *Technische Strömungslehre. Stoffeigenschaften von Flüssigkeiten und Gasen, Hydrostatik, Aerostatik, inkompressible Strömungen, kompressible Strömungen, Strömungsmesstechnik*. 15. Auflage. Würzburg: Vogel Business Media, 2014. Kamprath-Reihe. ISBN 9783834361837.
- [93] GIESE, P., D. HEIN, G. MESCHUT, M. GOLLNICK und D. HERFERT. Early stage crack detection in mechanically joined steel/aluminum joints by condition monitoring [online]. *Materials Testing*, 2020, **62**(9), 877-882. ISSN 0025-5300 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.3139/120.111558
- [94] MVTEC SOFTWARE GMBH. *Halcon 12* [online]. *the power of machine vision*. Solution Guide 1 [Zugriff am: 2. März 2021]. Verfügbar unter: <http://download.mvtec.com/halcon-12.0-solution-guide-i.pdf>
- [95] GAZALI, A.H.b. *Konzeption und Applikation einer automatisierten optischen Risserkennung an einem Komponentenprüfstand*. Bachelorarbeit. Hochschule Karlsruhe, Institut für Sensor- und Informationssysteme. Karlsruhe, 2016.
- [96] MAYR, T. *Experimentelle und rechnerische Untersuchungen zur Lebensdauerbewertung thermomechanisch hoch beanspruchter Gussbauteile im Abgassystem von Nutzfahrzeugmotoren*. Aachen: Shaker, 2011. Berichte aus der Fahrzeugtechnik. ISBN 9783844002140.
- [97] Deutsches Institut für Normung e.V., *DIN EN 60584-1: Thermoelemente - Teil 1: Thermospannungen und Grenzabweichungen*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [98] Deutsches Institut für Normung e.V., *DIN EN 60584-3: Thermopaare - Teil 3: Thermoleitungen und Ausgleichsleitungen - Grenzabweichungen und Kennzeichnungssystem*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

- [99] LUFT, J., T. BECK und D. LÖHE. *Weiterentwicklung des Al-Leichtbaus für motorische Hochleistungskomponenten mit Hilfe einer neuen TMF/HCF-Methode*. Abschlussbericht zum BMBF-Verbundprojekt Nr. 03N3095. Karlsruhe, 2005.
- [100] HUMBERTJEAN, A. und T. BECK. Effect of the casting process on microstructure and lifetime of the Al-piston-alloy AlSi12Cu4Ni3 under thermo-mechanical fatigue with superimposed high-cycle fatigue loading [online]. *International Journal of Fatigue*, 2013, **53**, 67-74. ISSN 01421123 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijfatigue.2011.09.017
- [101] SPANGENBERGER, A.G., D.A. LADOS, M. COLEMAN, S. BIROSCA und M.C. HARDY. Microstructural mechanisms and advanced characterization of long and small fatigue crack growth in cast A356-T61 aluminum alloys [online]. *International Journal of Fatigue*, 2017, **97**, 202-213. ISSN 01421123 [Zugriff am: 30. Juli 2021]. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijfatigue.2016.12.029
- [102] MITTAG, S. und T. SEIFERT. *Project Progress - Simulation Damage Characteristics - Validation Tests and Lifetime Calculations. Component tests for validation of computational methods for the life prediction of aluminium cast components under combined thermomechanical and high-frequency loading*. 3. Sitzung des projektbegleitenden Ausschusses zum FVV-Vorhaben Nr. 1404. Web-Konferenz, 21. April 2021.
- [103] GÜNTHER, T. *Methode zur Optimierung von Motor-Dauerlaufprogrammen als Teil des Validierungsprozesses auf der Basis thermomechanisch schädigungsgleicher Ersatzkollektive am Beispiel eines Al-Si-Zylinderkopfes*. Karlsruhe: IPEK Institut für Produktentwicklung, 2010. IPEK Forschungsberichte. 46.
- [104] APPELT, M. *Eisen-Aluminium-Legierungen für thermomechanisch belastete Komponenten im Abgasstrang*. Berlin: Logos-Verl., 2013. AutoUni - Schriftenreihe. 49. ISBN 9783832534615.
- [105] SCHLESINGER, M., T. SEIFERT, M. MÖSER und H. RIEDEL. LCF- und TMF-Versuche mit kraftwerkstypisch niedrigen Belastungsraten zur Charakterisierung von Nickelbasislegierungen. In: M. POHL, Hg. *Tagung Werkstoffprüfung. Konstruktion, Werkstoffentwicklung und Schadensanalyse*. Düsseldorf: Stahleisen, 2010, S. 113-118. ISBN 978-3-514-00778-9.
- [106] BLEICHER, C. Optimierte Lebensdaueranalysen von Gussbauteilen. *Konstruktion*, 2019, **71**(6), IW12-IW15.

- [107] KRATZER AUTOMATION AG. HG-Erzeugersystem für Energierückgewinnungsanlagen im Abgasstrom, Leistungsbeschreibung (12068-01-A5). Unterschleißheim, 10. Juni 2013.
- [108] SEIFERT, T. und S. MITTAG. *Determination of the HCF material properties of AlSi7 on the basis of material tests and component tests. Component tests for validation of computational methods for the life prediction of aluminium cast components under combined thermomechanical and high-frequency loading.* Web-Konferenz, 3. August 2021.

13 Anhang

13.1 Ergebnisse der thermophysikalischen Analyse

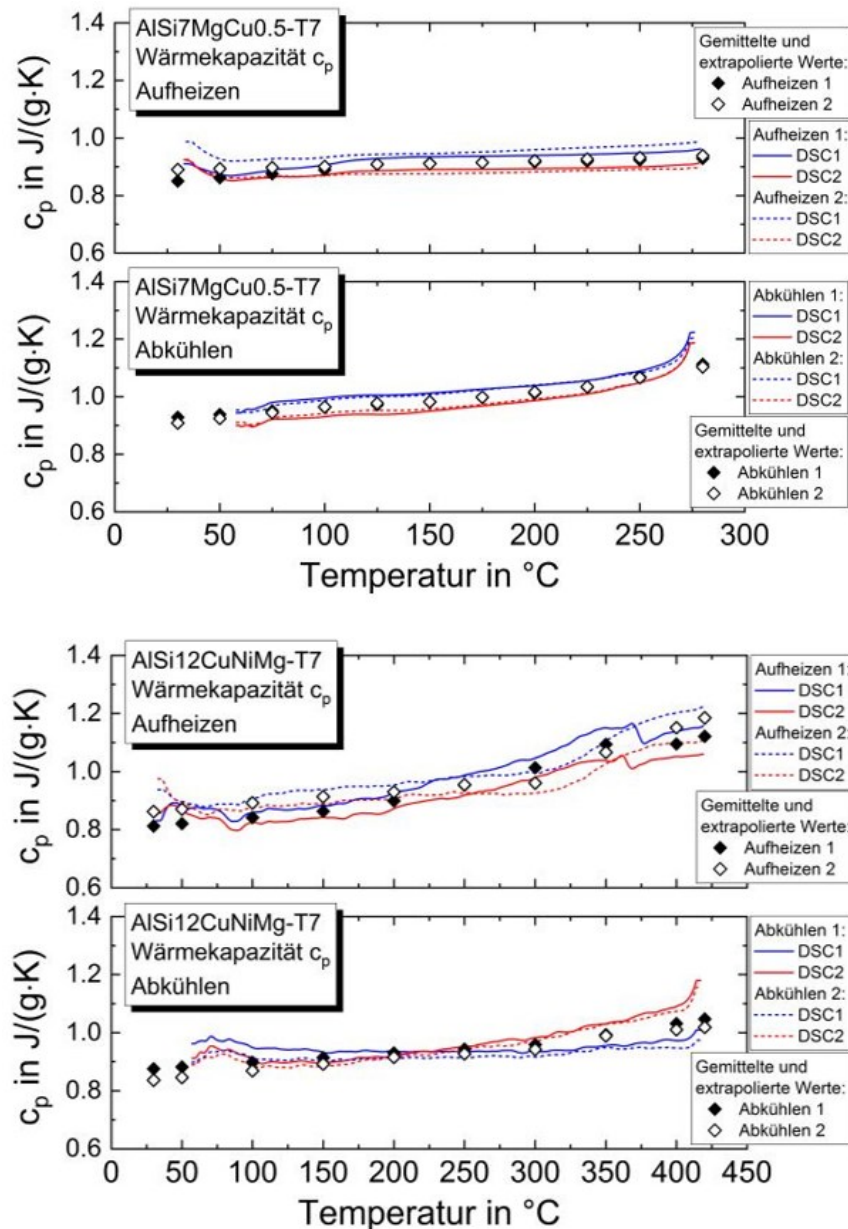


Abbildung 13.1: Verlauf der Wärmekapazität über der Temperatur für den Zylinderkopfwerkstoff oben und für den Kolbenwerkstoff unten [81]

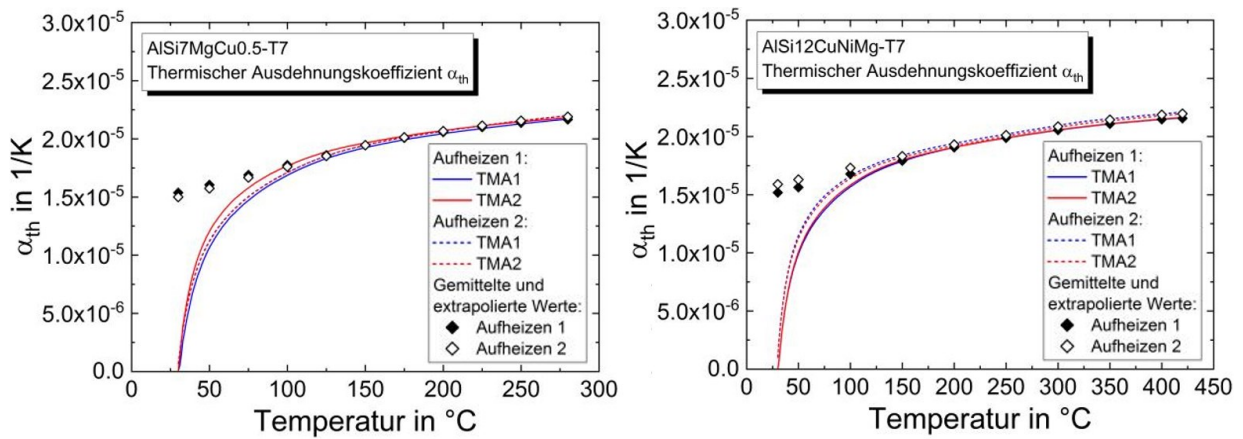


Abbildung 13.2: Verlauf des thermischen Ausdehnungskoeffizienten über der Temperatur für den Zylinderkopfwerkstoff auf der linken und für den Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite [81]

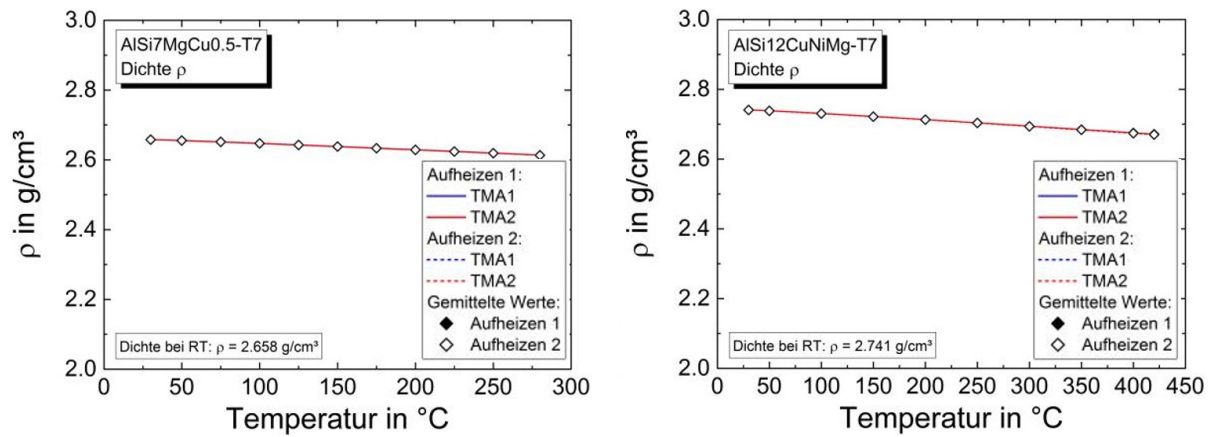


Abbildung 13.3: Verlauf der Dichte über der Temperatur für den Zylinderkopfwerkstoff auf der linken und für den Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite [81]

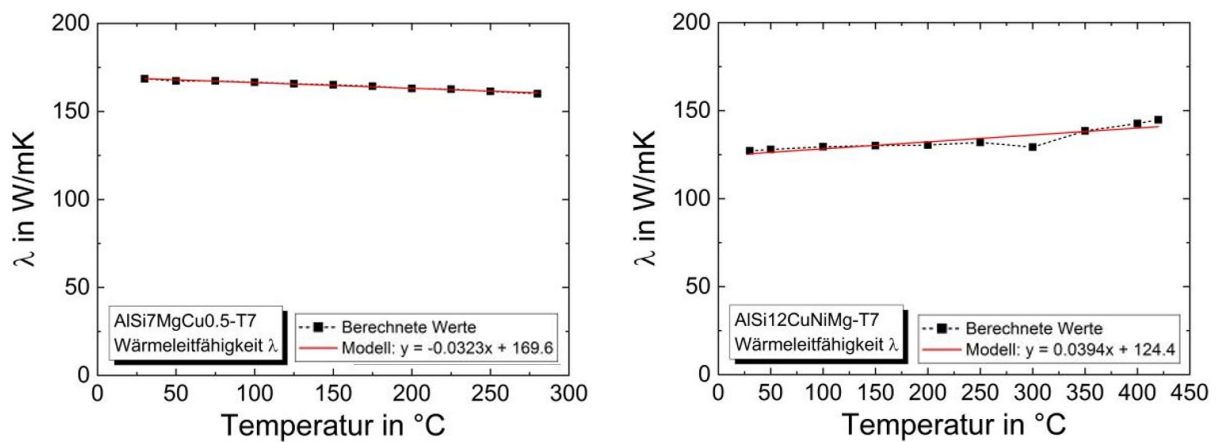


Abbildung 13.4: Verlauf der Wärmeleitfähigkeit über der Temperatur für den Zylinderkopfwerkstoff auf der linken und für den Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite [81]

13.2 Ergebnisse der Basischarakterisierung

Die in Tabelle 13.1 bis Tabelle 13.4 angegebenen Werte außer der Lebensdauer wurden aus stabilisierten Hysteresen bei halber Lebensdauer bestimmt.

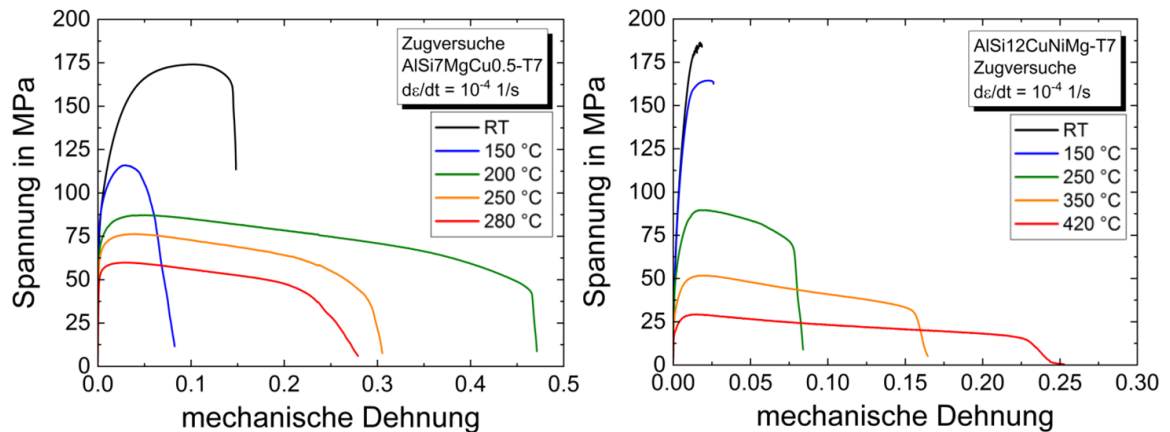


Abbildung 13.5: Ergebnisse der Zugversuche bei fünf Temperaturstützstellen mit dem Zylinderkopfwerkstoff auf der linken und mit dem Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite [81]

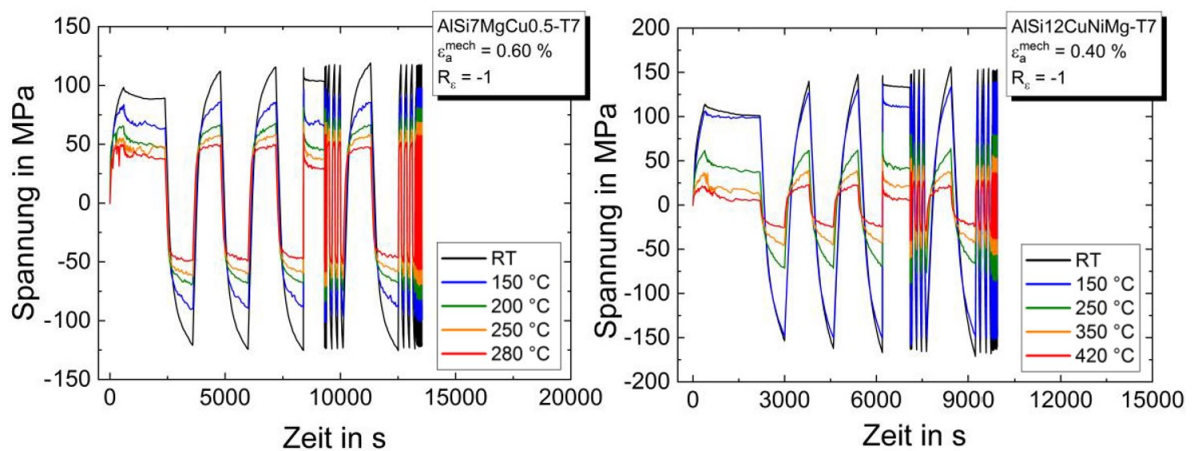


Abbildung 13.6: Spannungsverläufe bei den CLCF-Versuchen bei fünf Temperaturstützstellen und einer mechanischen Dehnamplitude von 0,6 % mit dem Zylinderkopfwerkstoff auf der linken Seite und mit 0,4 % mit dem Kolbenwerkstoff auf der rechten Seite [81]

Probe	T in °C	ϵ_a^{mech} in %	σ_{max} in MPa	σ_{min} in MPa	E in MPa	σ_{CY} in MPa	n'	ϵ_a^{pl} in %	N_A
30	25	0,15	84,69	-87,96	73019	-	-	0,0294	46166
32	25	0,3	99,17	-102,21	68060	190,62	0,1293	0,1586	10300
29	25	0,6	118,97	-122,98	66781	209,72	0,0944	0,4283	1144
34	150	0,15	70,79	-68,66	64423	-	-	0,0519	76684
37	150	0,3	84,76	-86,40	65349	160,84	0,0970	0,1721	12638
49	150	0,6	98,49	-101,18	63725	175,60	0,0747	0,4550	1277
61	200	0,15	60,39	-60,98	62792	-	-	0,0611	40040
41	200	0,3	73,18	-73,46	62200	138,31	0,0766	0,1957	6144
50	200	0,6	78,17	-79,74	63802	140,78	0,0590	0,4876	2298
45	250	0,15	53,71	-51,78	64792	-	-	0,0736	19749
48	250	0,3	58,50	-58,50	58150	109,63	0,0607	0,2148	7165
53	250	0,6	63,96	-64,15	61620	117,05	0,0457	0,5027	1619
42	280	0,15	39,96	-38,92	54692	-	-	0,0902	35610
55	280	0,3	47,22	-44,81	59513	86,26	0,0523	0,2314	7013
51	280	0,6	51,65	-51,61	60576	94,22	0,0370	0,5191	1718

Tabelle 13.1: Ergebnisse der CLCF-Versuche am Zylinderkopfwerkstoff [81]

Probe	T in °C	ϵ_a^{mech} in %	σ_{max} in MPa	σ_{min} in MPa	E in MPa	σ_{CY} in MPa	n'	ϵ_a^{pl} in %	N_A
17	25	0,15	112,51	-129,24	80927	-	-	0,0000	163269
2	25	0,2	147,36	-158,44	79235	-	-	0,0113	20576
3	25	0,4	163,14	-167,81	79465	293,98	0,1717	0,1966	275
18	150	0,15	84,42	-96,35	74960	-	-	0,0287	201969
5	150	0,2	105,11	-113,72	75865	-	-	0,0628	9931
6	150	0,4	140,31	-148,16	77021	253,23	0,1567	0,2174	845
12	250	0,15	52,91	-56,33	69575	-	-	0,0694	102113
8	250	0,2	55,83	-60,66	67876	113,02	0,1526	0,1201	60062
9	250	0,4	71,05	-73,88	66941	119,14	0,1682	0,3012	4798
10	350	0,15	43,12	-45,95	65662	-	-	0,0781	93903
11	350	0,2	41,02	-42,42	59351	77,43	0,1393	0,1369	27885
7	350	0,4	49,04	-50,20	58139	80,41	0,1416	0,3249	6041
13	420	0,15	36,03	-35,83	61028	-	-	0,0844	74477
15	420	0,2	30,47	-30,67	46952	57,38	0,1149	0,1441	23013
16	420	0,4	33,41	-33,81	46018	57,48	0,0880	0,3368	4072

Tabelle 13.2: Ergebnisse der CLCF-Versuche am Kolbenwerkstoff [81]

Probe	T in °C	R_ε	$\varepsilon_a^{\text{mech}}$ in %	t_H bei T_{max} in s	Zyklus- zeit in s	σ_{max} in MPa	σ_{min} in MPa	$\varepsilon_a^{\text{pl}}$ in %	N_A
76	50-280	$-\infty$	0,6	0	414	106,17	-73,95	0,4750	700
77	50-280	$-\infty$	0,6	60	474	100,13	-70,14	0,4925	662
22	50-280	$-\infty$	0,45	0	414	96,20	-63,47	0,3428	1419
74	50-280	$-\infty$	0,45	60	474	93,04	-60,24	0,3518	887
71	50-280	$-\infty$	0,3	0	414	79,88	-45,80	0,2072	1885
21	50-280	$-\infty$	0,3	60	474	80,19	-51,14	0,2253	2282

Tabelle 13.3: Ergebnisse der TMF-Versuche am Zylinderkopfwerkstoff [81]

Probe	T in °C	R_ε	$\varepsilon_a^{\text{mech}}$ in %	t_H bei T_{max} in s	Zyklus- zeit in s	σ_{max} in MPa	σ_{min} in MPa	$\varepsilon_a^{\text{pl}}$ in %	N_A
33	150-420	$-\infty$	0,6	0	150	138,78	-53,34	0,4943	233
34	150-420	$-\infty$	0,6	60	210	142,53	-65,00	0,4900	186
29	150-420	$-\infty$	0,4	0	150	124,72	-43,83	0,3079	721
38	150-420	$-\infty$	0,4	60	210	128,33	-47,60	0,2979	629
40	150-420	$-\infty$	0,2	0	150	79,58	-23,41	0,1410	5918
41	150-420	$-\infty$	0,2	60	210	88,93	-24,76	0,1395	3998

Tabelle 13.4: Ergebnisse der TMF-Versuche am Kolbenwerkstoff [81]

13.3 Ergebnisse der Schädigungsversuche

Die in Tabelle 13.5 bis Tabelle 13.8 angegebenen Spannungen und Dehnung wurden aus stabilisierten Hysteresen bei halber Lebensdauer bestimmt. Die HCF-Spannungsschwingbreiten wurden hier über den kompletten TMF-Zyklus gemittelt.

Probe	T in °C	R_ϵ	ϵ_a^{LCF} in %	ϵ_a^{HCF} in %	t_{cycle} in s	f_{HCF} in Hz	σ_{max} in MPa	σ_{min} in MPa	$\Delta\sigma_{HCF}$ in MPa	ϵ_a^{pl} in %	N_A
82	25	-1	0,425	0,025	27	22,22	119,56	-123,47	33,85	0,2825	2209
80	25	-1	0,40	0,05	27	22,22	110,59	-114,85	70,02	0,2930	612
79	25	-1	0,375	0,075	27	22,22	115,35	-119,63	97,53	0,2831	379
96	200	-1	0,425	0,025	27	22,22	87,88	-91,05	31,93	0,3140	1571
95	200	-1	0,40	0,05	27	22,22	86,93	-88,20	66,38	0,3155	738
89	200	-1	0,375	0,075	27	22,22	85,28	-85,96	94,13	0,3182	531
90	280	-1	0,425	0,025	27	22,22	55,04	-54,77	31,54	0,3630	2261
91	280	-1	0,40	0,05	27	22,22	61,98	-62,54	61,74	0,3486	1282
92	280	-1	0,375	0,075	27	22,22	61,56	-60,80	88,10	0,3504	361

Tabelle 13.5: Ergebnisse der LCF/HCF-Versuche für den Zylinderkopfwerkstoff [81]

Probe	T in °C	R_ϵ	ϵ_a^{LCF} in %	ϵ_a^{HCF} in %	t_{cycle} in s	f_{HCF} in Hz	σ_{max} in MPa	σ_{min} in MPa	$\Delta\sigma_{HCF}$ in MPa	ϵ_a^{pl} in %	N_A
46	25	-1	0,225	0,025	15	40	164,34	-170,57	39,05	0,0433	4478
47	25	-1	0,20	0,05	15	40	144,35	-152,37	80,69	0,0656	1547
111	25	-1	0,175	0,075	15	40	132,11	-143,75	124,32	0,0710	457
53	250	-1	0,225	0,025	15	40	66,59	-64,34	35,89	0,1569	14279
60	250	-1	0,20	0,05	15	40	71,96	-68,54	69,98	0,1492	2432
94	250	-1	0,175	0,075	15	40	68,43	-72,52	95,82	0,1440	914
95	420	-1	0,225	0,025	15	40	40,12	-37,44	32,59	0,1712	5380
92	420	-1	0,20	0,05	15	40	46,67	-40,91	60,35	0,1548	933
93	420	-1	0,175	0,075	15	40	48,07	-47,37	78,44	0,1307	806

Tabelle 13.6: Ergebnisse der LCF/HCF-Versuche für den Kolbenwerkstoff [81]

Probe	T in °C	R_ϵ	ϵ_a^{TMF} in %	ϵ_a^{HCF} in %	t_{cycle} in s	t_H in s bei T_{max}	f_{HCF} in Hz	σ_{max} in MPa	σ_{min} in MPa	$\Delta\sigma_{HCF}$ in MPa	ϵ_a^{pl} in %	N_A
106	50-280	$-\infty$	0,425	0,025	414	0	1,45	108,70	-69,08	34,09	0,3219	1530
98	50-280	$-\infty$	0,40	0,05	414	0	1,45	89,85	-63,91	63,05	0,3400	1125
108	50-280	$-\infty$	0,375	0,075	414	0	1,45	104,77	-73,63	96,63	0,3233	651
97	50-280	$-\infty$	0,425	0,025	474	60	1,45	88,35	-60,59	28,30	0,3481	1135
124	50-280	$-\infty$	0,40	0,05	474	60	1,45	87,55	-67,19	65,54	0,3434	647
99	50-280	$-\infty$	0,375	0,075	474	60	1,45	94,54	-71,90	92,44	0,3370	549

Tabelle 13.7: Ergebnisse der TMF/HCF-Versuche für den Zylinderkopfwerkstoff [81]

Probe	T in °C	R_ε	$\varepsilon_a^{\text{TMF}}$ in %	$\varepsilon_a^{\text{HCF}}$ in %	t_{cycle} in s	t_H in s bei T_{max}	f_{HCF} in Hz	σ_{max} in MPa	σ_{min} in MPa	$\Delta\sigma_{\text{HCF}}$ in MPa	$\varepsilon_a^{\text{pl}}$ in %	N_A
109	150-420	$-\infty$	0,225	0,025	340	0	1,765	85,82	-31,85	30,00	0,1797	4521
97	150-420	$-\infty$	0,20	0,05	340	0	1,765	89,81	-45,60	63,51	0,1641	1652
98	150-420	$-\infty$	0,175	0,075	340	0	1,765	93,97	-57,77	91,69	0,1428	468
96	150-420	$-\infty$	0,225	0,025	400	60	1,765	93,73	-36,42	29,87	0,1642	3032
100	150-420	$-\infty$	0,20	0,05	400	60	1,765	91,65	-47,86	61,74	0,1702	1282
104	150-420	$-\infty$	0,175	0,075	400	60	1,765	90,94	-56,91	82,82	0,1519	407

Tabelle 13.8: Ergebnisse der TMF/HCF-Versuche für den Kolbenwerkstoff [81]

13.4 Ergebnisse der Risswachstumsversuche

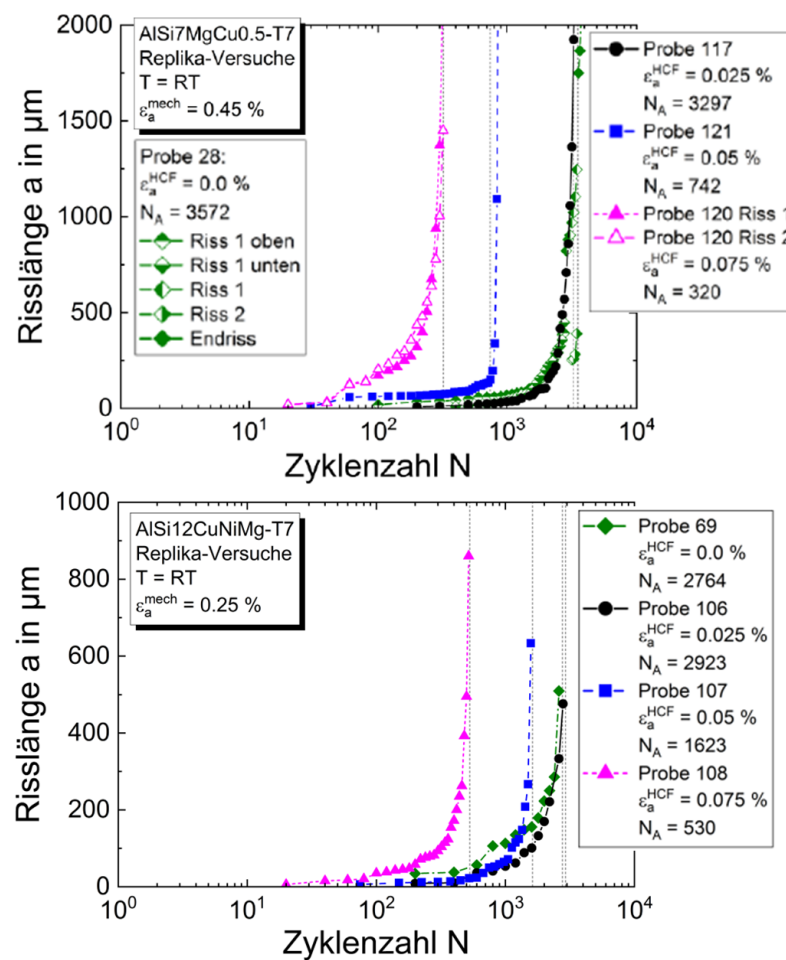


Abbildung 13.7: Ergebnisse der Kurzrisswachstumsversuche unter LCF- und LCF/HCF-Belastung oben für den Zylinderkopfwerkstoff und unten für den Kolbenwerkstoff [81]

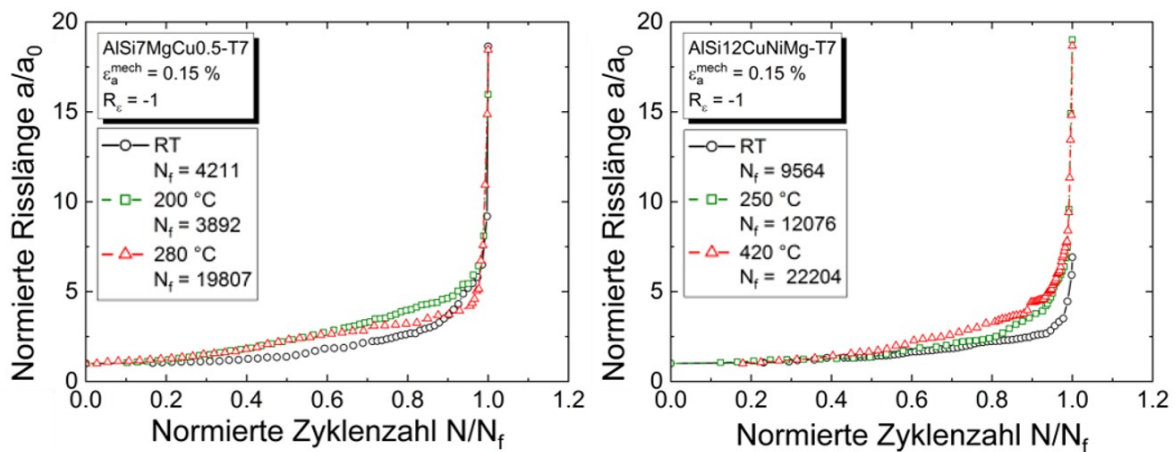


Abbildung 13.8: Ergebnisse der dehnungsgeregelten Langrisswachstumsversuche auf der linken Seite für den Zylinderkopfwerkstoff und auf der rechten Seite für den Kolbenwerkstoff [81]

13.5 Daten zu den verwendeten Prüfvorrichtungen

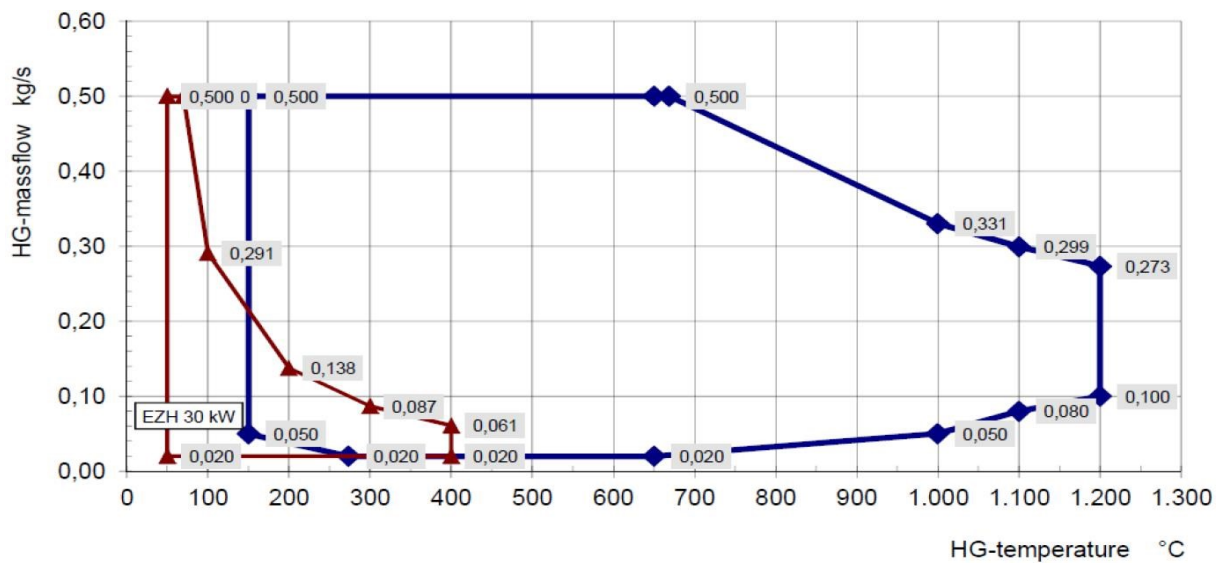


Abbildung 13.9: Brennkammerkennfeld am HGPST [107]

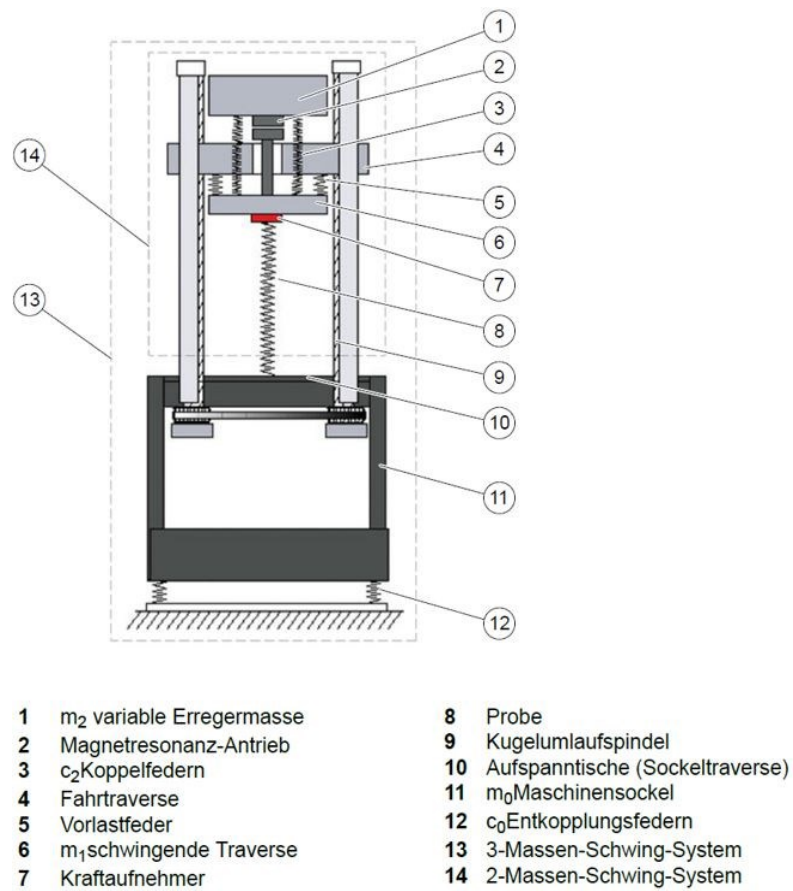


Abbildung 13.10: 3-Massen-Schwing-System des HFP [89]

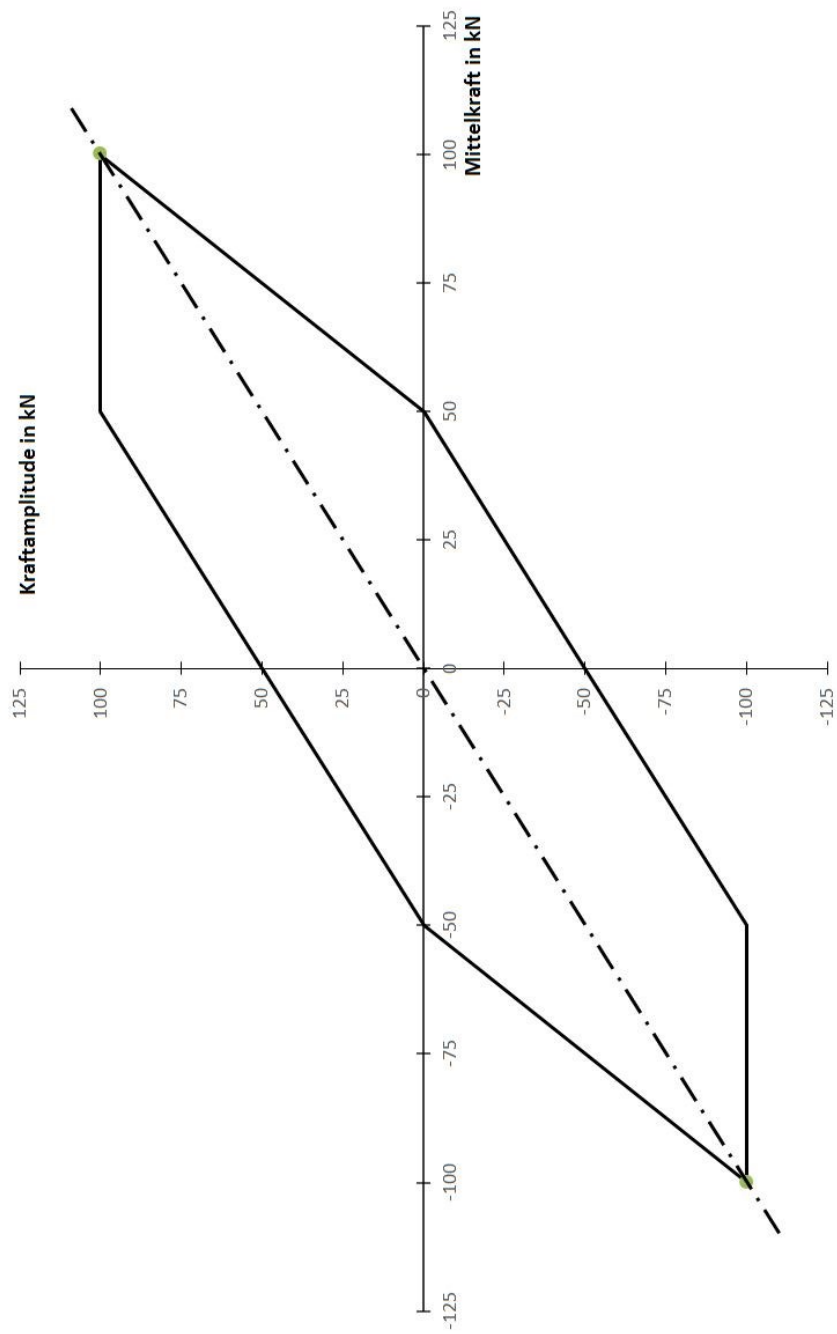


Abbildung 13.11: Maximale Kraftamplitude in Abhängigkeit der Mittelkraft des HFP

13.6 Abmessungen der Zylinderkopfprobe

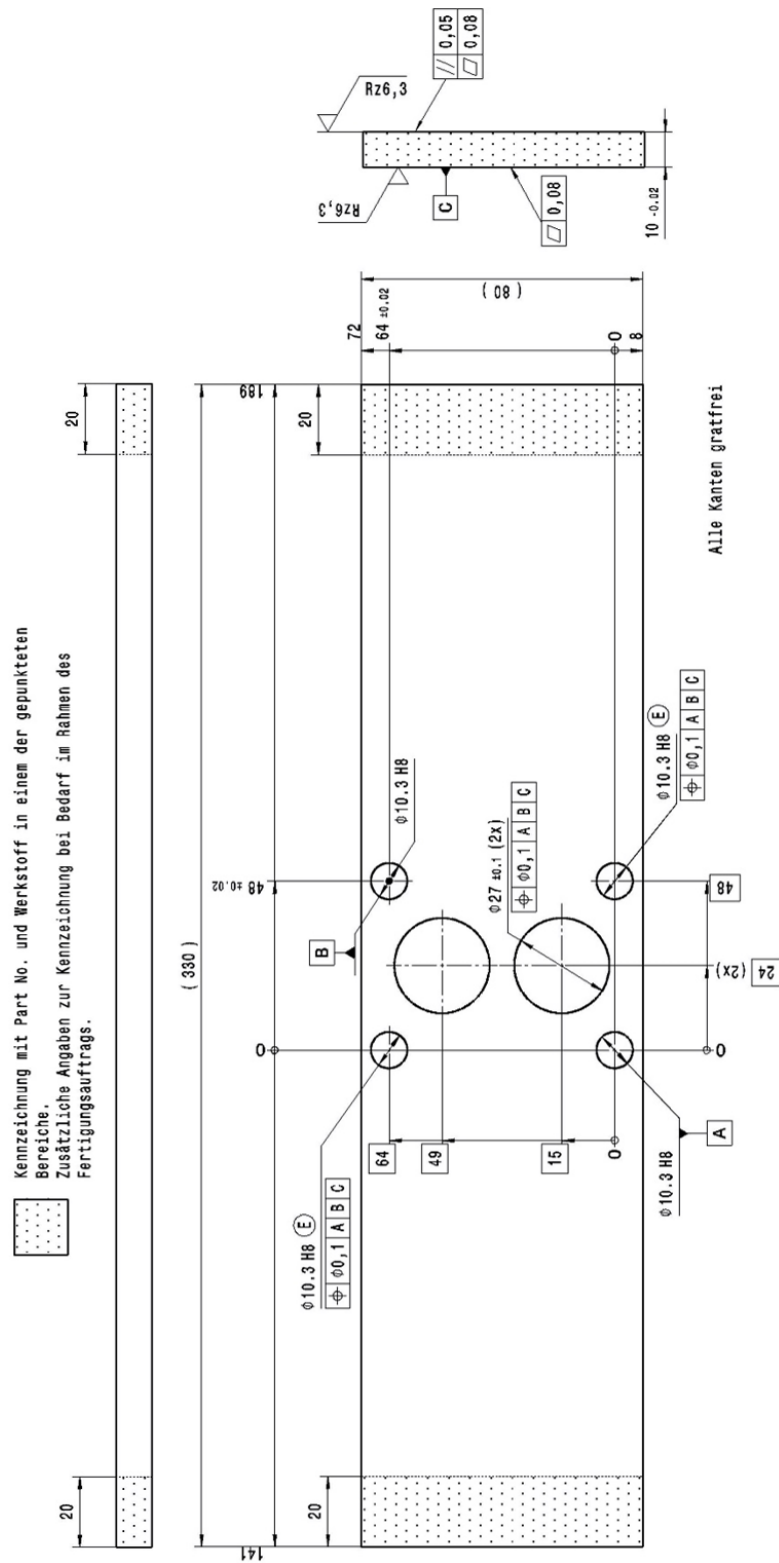


Abbildung 13.12: Ausschnitt aus der Fertigungszeichnung der Zylinderkopfprobe

13.7 Abmessungen der Kolbenprobe

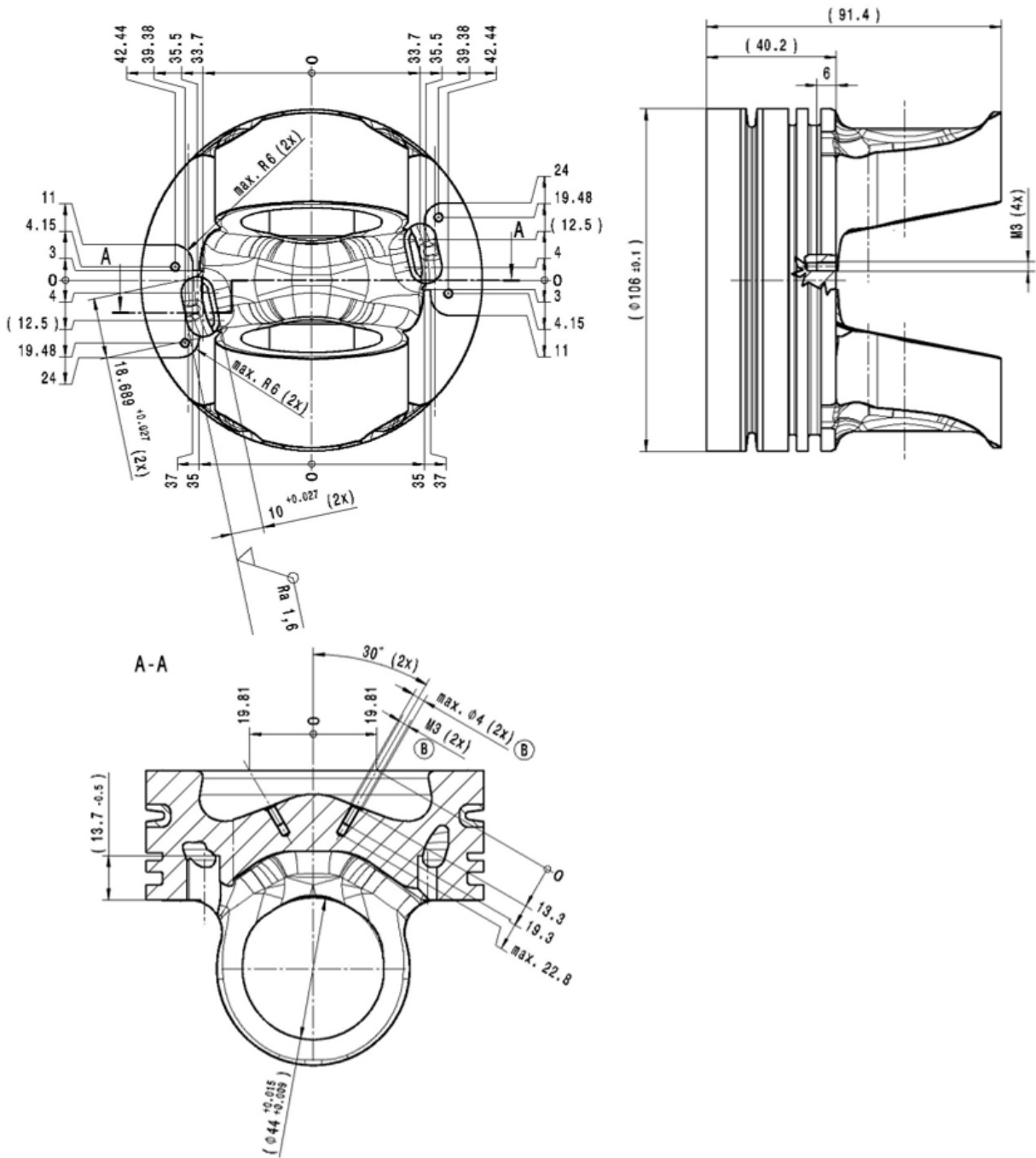


Abbildung 13.13: Ausschnitt aus der Fertigungszeichnung der Kolbenprobe

13.8 Vergleich der gemessenen und simulierten Temperaturen bei stationären Betriebspunkten

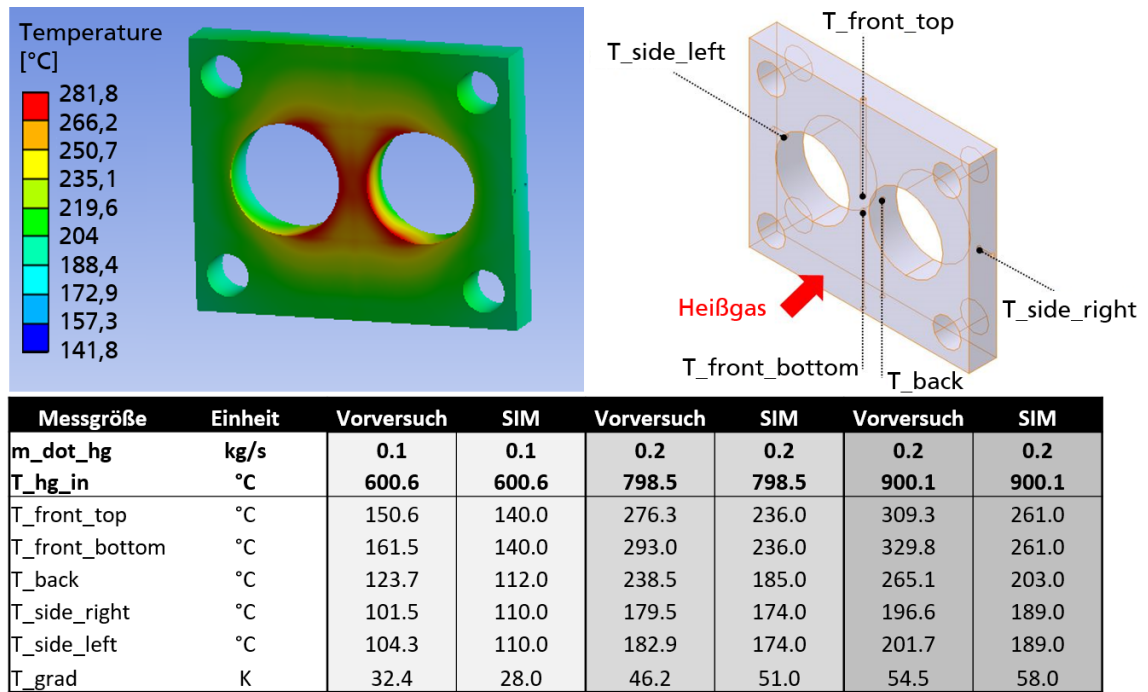


Abbildung 13.14: Gemessene und berechnete Temperaturen bei stationärem Betrieb mit reduziertem Prüfaufbau für die modifizierte ZKP [81]

13.9 Bestimmung der tatsächlichen Risslänge bei 2196 TMF-Zyklen

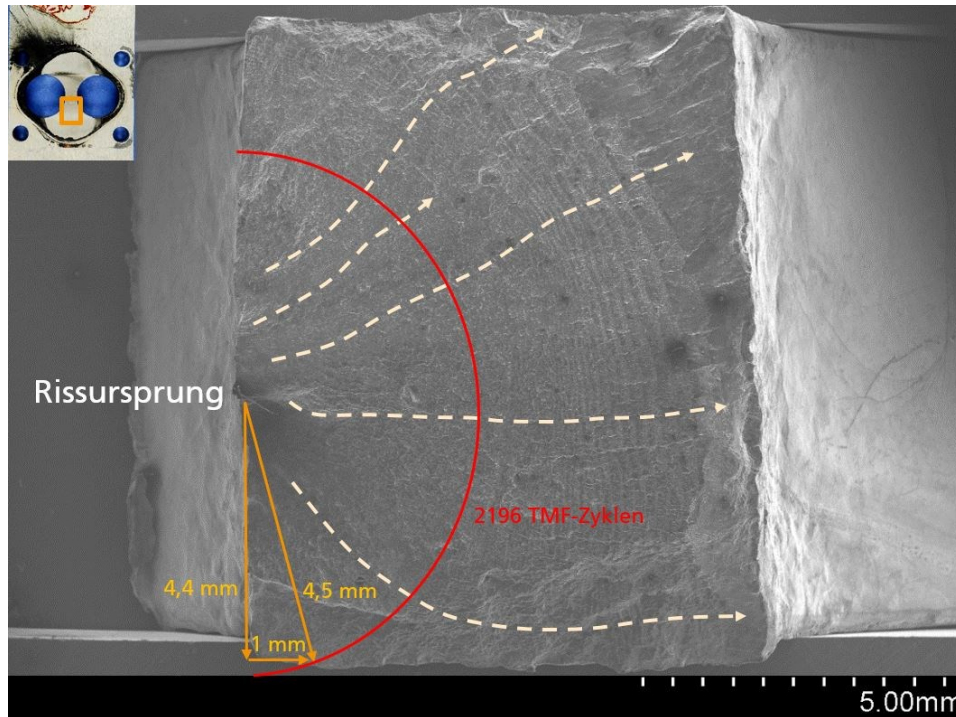


Abbildung 13.15: Abstand von 4,4 mm des Rissursprungs zur Stegvorderseite der ZKP, mit dem Endoskop sichtbare Risslänge von 1 mm bei 2196 TMF-Zyklen und sich dadurch ergebende tatsächliche Risslänge mit Rissfront zu diesem Zeitpunkt

13.10 Experimentelle und berechnete Lebensdauern für die Versuche mit den Rundproben den bauteilähnlichen Zylinderkopffproben

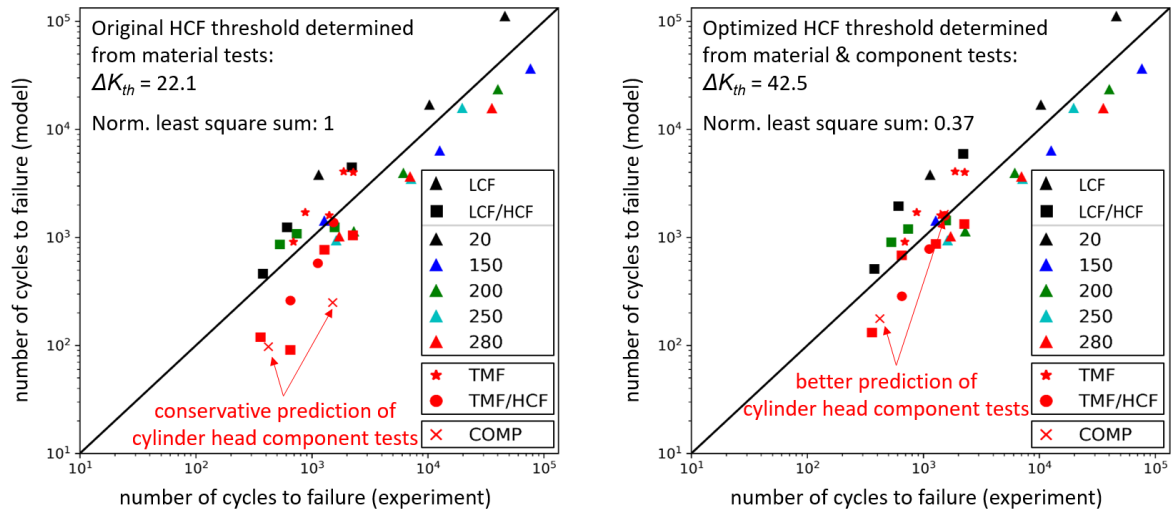


Abbildung 13.16: Genauigkeit der Lebensdauerberechnung für die ZKP und die entsprechende Rundprobe auf der linken Seite mit dem ursprünglich entwickeltem und auf der rechten Seite mit dem angepassten Modell [108]

Eigene Veröffentlichungen

1. FISCHER, C., K.G. KUHLEN, S. MITTAG, C. SCHWEIZER und T. SEIFERT. *Simulation Schädigungsverhalten. Rechnerische Bewertung der Bauteillebensdauer von Aluminiumgusskomponenten unter kombinierter thermomechanischer und hochfrequenter Belastung*. Abschlussbericht zum FVV-Vorhaben Nr. 1205. Frankfurt am Main, 2019.
2. KUHLEN, K.G., P. ROTHE und T. SEIFERT. Near-component testing of materials for cylinder heads to determine thermomechanical fatigue under superimposed high-frequency mechanical loads. *Materials Testing*, 2021, **63**(12) (Veröffentlichung: 12/2021).
3. KUHLEN, K.G., C. SCHWEIZER und T. SEIFERT. Simulation Schädigungsverhalten. Simulation des Material- und Schädigungsverhaltens von Al-Motorenkomponenten. In: FORSCHUNGSVEREINIGUNG VERBRENNUNGSMOTOREN FVV, Hg. *Frühjahrstagung 2019. Abschluss- und Zwischenberichte der Forschungsstellen Motoren*. Frankfurt am Main: Forschungsvereinigung Verbrennungsmotoren FVV, 2019, S. 7-41.