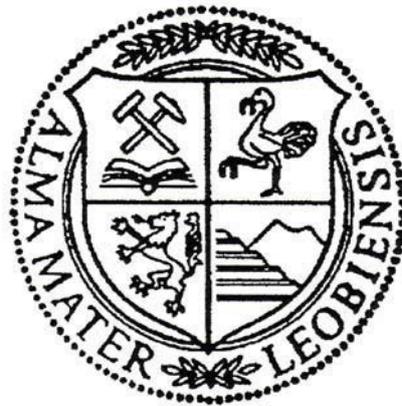


Grundsätzliche Zusammenhänge zum
Werkstoffverhalten von schwingend beanspruchten
Bauteilen in Wasserkraftanlagen.



Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der montanistischen Wissenschaften an der
Montanuniversität Leoben

Dipl.-Ing. Gerhard Heck

Leoben, Jänner 2011

Ich versichere an Eides statt, dass ich diese Arbeit selbständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

(Dipl.-Ing. Gerhard Heck)

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dipl.-Ing. Karl Scherer, Andritz Hydro GmbH, für seine immer wohlwollende Unterstützung und für die Bereitstellung Andritz-interner Ressourcen.

Meinem verehrten Lehrer, Herrn Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Karl L. Maurer, danke ich sehr herzlich für das stete Interesse an dieser Arbeit, für die wertvollen Anregungen sowie die langjährige und fördernde Unterstützung bei der Erstellung dieser Dissertation.

Mein aufrichtiger Dank gilt meinem langjährigen Freund, Herrn Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Albert Kneissl, der mich nach längerer Unterbrechung dazu bewegte, die Arbeiten auf diesem Gebiete wieder aufzunehmen und weiter fortzuführen. Seine uneingeschränkte Hilfe und fördernden Beiträge haben in besonderem Maße zum Gelingen dieser Dissertation beigetragen.

Allen Kollegen der Andritz Hydro GmbH, insbesondere den Herren Dipl.-Ing. Matthias Gerhold und Dipl.-Ing. Michel Pikbougoum, die mir mit ihren kritischen Diskussionsbeiträgen sehr geholfen haben, möchte ich ebenfalls sehr herzlich danken.

Aufrichtiger Dank gilt meiner Familie, in besonderem Maße meiner Frau, die mir an langen und arbeitsreichen Abenden und Wochenenden immer den Rücken frei gehalten und mir auch immer wieder Mut zugesprochen hat.

Inhaltsverzeichnis

	Seite	
1.0	Einleitung	1
1.1	Literatur zu Kapitel 1	6
2.0	Wasserkraft in Österreich - Qualitätsrichtlinien, Prüfung und Sanierung hydraulischer Komponenten	7
2.1	Wasserkraftwerke - ein Überblick	7
2.1.1	Laufkraftwerke	8
2.1.2	Speicherkraftwerke	12
2.1.2.1	Pelton-Turbinen	13
2.1.2.2	Francis-Turbinen	14
2.1.2.3	Generator-Bauformen	15
2.1.3	Wasserkraftwerke in Österreich	17
2.1.3.1	Stromerzeugung in Österreich	21
2.2	Qualitätsrichtlinien	22
2.2.1	Richtlinien für Werkstoffe in hydraulischen Maschinen (RWWhM)	22
2.2.2	Material- und Prüflisten, Liefervorschriften, Prüfpläne	24
2.2.2.1	Material- und Prüflisten	24
2.2.2.2	Liefervorschriften	28
2.2.3	Prüferausbildung / Prüfvorschriften	32
2.2.4	Technische Versuchs- und Forschungsanstalt der Technischen Universität Wien (TVFA)	35
2.3	Prüfung und Sanierung hydraulischer Komponenten	37
2.3.1	Prüfung und Sanierung von Gussteilen	37
2.3.2	Sanierung hydraulischer Komponenten durch Schweißen	41
2.3.3	Prüfung von geschweißten Komponenten	45
2.3.3.1	Ultraschallprüfung austenitischer Schweißverbindungen	46
2.3.3.2	Oberflächenrissprüfung lackierter Schweißnähte	49
2.4	Literatur zu Kapitel 2	52

	Seite	
3.0	Anforderungen an rotierende elektrische Maschinen	54
3.1	Allgemeine Anforderungen	55
3.2	Einflüsse durch normale Betriebsbeanspruchung	55
3.3	Einflüsse durch außergewöhnliche Betriebsbeanspruchung	56
3.4	Richtlinien für die Fertigung und Prüfung von geschweißten Bauteilen	57
3.5	Metallkundliche Aspekte zur Einstellung der geforderten mechanischen Eigenschaften der in Frage kommenden Stähle	61
3.6	Literatur zu Kapitel 3	67
4.0.	Schäden an den Magneträdern des Donaukraftwerkes Altenwörth	69
4.1	Rissprüfungen / Schadenbild	70
4.2	Messung der mechanischen Beanspruchungen	75
4.3	Schadenursache	75
4.4	Schadenbehebung	76
4.5	Literatur zu Kapitel 4	78
5.0	Untersuchungen zum Werkstoffverhalten bei schwingender Beanspruchung mit Überschwingungen kleiner Amplituden	79
5.1	Einleitung	79
5.2	Grundlagen zum Verhalten von Werkstoffen bei schwingender Belastung	80
5.3	Schädigungsmechanismen	84
5.3.1	Strukturmechanische Veränderungen	88
5.3.2	Riskeimbildung	92
5.3.3	Rissfortschritt	94
5.3.3.1	Rissfortschrittstadium I	97
5.3.3.2	Rissfortschrittstadium II	98
5.3.4	Restbruch	103
5.4	Einflussgrößen auf das Schwingverhalten von Schweißnähten	104
5.4.1	Einfluss von Schweißkerben	104
5.4.2	Einfluss von Schweißzugspannungen	107
5.4.3	Einfluss von Einschlüssen	109

	Seite	
5.4.4	Einfluss des Schweißprozesses	110
5.4.5	Einfluss des Schweißgefüges	110
5.4.6	Einfluss der Werkstoffgüte	112
5.5	Auswirkung von überlagerter Grund- und Überschwingung auf das Ermüdungsverhalten	112
5.5.1	Geplante und durchgeführte Versuche	116
5.5.2	Versuchsergebnisse	120
5.5.2.1	Versuchsergebnisse der ungeschweißten Proben	120
5.5.2.2	Versuchsergebnisse der geschweißten Proben	132
5.6	Diskussion und Zusammenfassung der Versuchsergebnisse	143
5.6.1	Ungeschweißte Proben	143
5.6.2	Geschweißte Proben	145
5.7	Literatur zu Kapitel 5	148
6.0	Verifizierung der Versuchsergebnisse anhand von Normen und Regelwerken	152
6.1	FKM-Richtlinie	153
6.2	ASME Code	154
6.3	EN 12925	157
6.4	ANSYS Finite-Elemente-Software	160
6.5	Literatur zu Kapitel 6	167
7.0	Zusammenfassung	168
8.0	Ausblick	175

1.0 Einleitung

Die Beanspruchungen rotierender elektrischer Maschinen (Generatoren) sind vielfältiger Natur und generieren sich aus magnetischen und mechanischen Belastungen. Das Festigkeitsverhalten der einzelnen Komponenten wird durch das Auftreten elasto-plastischer Wechselerformungen an verschiedenen, zum Teil örtlich begrenzten Stellen, bestimmt. Überschreiten diese örtlich begrenzten hohen Beanspruchungen die Fließgrenze oder die Trennfestigkeit des beteiligten Werkstoffes, sind meist Schäden unterschiedlichen Ausmaßes die Folge.

Schäden an den Rohrturbinengeneratoren des Donaukraftwerkes Altenwörth waren ursprünglich ausschlaggebend für die vorliegende Arbeit. Anlässlich der Durchführung von Montagearbeiten am Generator 2 wurden im Zuge von routinemäßig durchgeführten visuellen Prüfungen Risse im Bereich der Schweißkonstruktion des Polrades festgestellt. Eine Zusammenfassung der festgestellten Schäden ist unter Punkt 1.1 wiedergegeben.

Die Generatoren waren nicht länger als 5 bis 6 Monate in Betrieb und befanden sich hinsichtlich Schwingspielzahl (Starts / Stopps) noch weit im Bereich der Zeitfestigkeit, wenn nicht sogar im Bereich der Kurzzeitfestigkeit.

Als eine der wesentlichen Ursachen für das Auftreten der Risse im Polrad wurden überlagerte Schwellbeanspruchungen festgestellt [1.1], was auch durch die Bruchbilder der untersuchten Proben bestätigt wurde.

Diese Schäden wurden zum Anlass für Untersuchungen genommen, um das Schwingfestigkeitsverhalten im Bereich der Kurzzeitfestigkeit zu studieren. In Hinblick auf die festgestellten Schäden war der Einfluss einer Schwingungsüberlagerung von besonderem Interesse.

So wurde beschlossen, einer niederfrequenten Grundschiwingung (Start / Stopp) großer Beanspruchungsamplitude hochfrequente Überschiwingungen kleiner Beanspruchungsamplitude (Betriebsschiwingungen) zu überlagern und die Auswirkungen auf die Lebensdauer zu studieren.

Diese Versuche wurden zunächst an Proben des Werkstoffes ST 360C (heute: S235J0) und in weiterer Folge an geschweißten Proben durchgeführt. Die Planung, Leitung und technische Betreuung dieser Arbeiten wurden vom Verfasser dieser Arbeit vorgenommen.

Die Durchführung erfolgte am Institut für Forschung und Entwicklung der Voest-Alpine in Leoben. Aus diesen Versuchen resultierten zwei Diplomarbeiten am Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung [1.2], [1.3]. Die wissenschaftliche Betreuung wurde durch Herrn Prof. Dr. Karl Maurer sichergestellt. Die technische und wissenschaftliche Betreuung seitens des Auftraggebers wurde vom Verfasser dieser Arbeit wahrgenommen.

In Kapitel 5 sind wesentliche Inhalte und Erkenntnisse aus diesen beiden Diplomarbeiten wiedergegeben. Zunächst war geplant, die Ergebnisse dieser beiden Diplomarbeiten im ursprünglichen Sinne weiter zu führen. Damit war gemeint, weitere Versuche mit Überschiwingungen an Schweißverbindungen durchzuführen, um die Vielzahl der Einflussgrößen auf die Lebensdauer weiter quantifizieren zu können.

Aus Kostengründen und bedingt durch berufliche Veränderungen des Verfassers dieser Arbeit wurden die Versuche nicht weiter betrieben. Seit Mitte der 1990er-Jahre sind die Ergebnisse dieser Arbeiten für den damaligen Auftraggeber (Elin Union AG, heute: Andritz Hydro GmbH) wieder interessant.

Gründe dafür sind in geänderten Betriebsbedingungen von Neuanlagen (z.B. Pumpspeicherkraftwerke) und in der Erneuerung von Altanlagen mit Betriebszeiten von mehreren Jahrzehnten zu sehen, deren Lebensdauererlängerung um weitere Jahrzehnte mit Hilfe moderner Rechenmethoden abgesichert werden muss.

Aus heutiger Sicht stellt sich die Frage, ob die in den beiden Diplomarbeiten erzielten Erkenntnisse die Ergebnisse z.B. einer numerischen Simulation unterstützen könnten.

Unter der sich in den letzten Jahren verändernden Betriebsführung im Kraftwerkswesen sind die Anforderungen an Generatoren stark gestiegen (siehe Kapitel 3). Angesichts der häufigen Betriebswechsel (Start/Stop-Vorgänge; Lastregelung usw.) müssen die Maschinen langfristig funktionstüchtig bleiben, d.h. erheblichen Belastungen gewachsen sein und eine möglichst kurze Betriebsübergangszeit vom Stillstand bis zur Volllast gewährleisten.

Für die mechanische Auslegung von Generatoren ist somit die Berechnung der Ermüdungsfestigkeit der wesentlichen Komponenten heutzutage unumgänglich und in vielen Fällen auch Vertragsbestandteil.

Aus Sicht des Generatorherstellers besteht daher das langfristige Ziel in der Gestaltung einer Auslegungsrichtlinie für dynamisch beanspruchte geschweißte aber auch nicht geschweißte Stahlbauteile hinsichtlich Ermüdung. Hierdurch soll sowohl eine Erhöhung der Auslegungssicherheit als auch eine wirtschaftlichere Auslegung der Maschinen erreicht werden.

Vor diesem Hintergrund ist nun Andritz Hydro GmbH an den Verfasser dieser Arbeit mit dem Ersuchen herangetreten, die in den beiden Diplomarbeiten gewonnenen Erkenntnisse auszuwerten und unter Einbeziehung seiner langjährigen Erfahrung auf diesem komplexen Gebiet gemeinsam mit der Berechnungsabteilung der Andritz Hydro GmbH die durchgeführten Lebensdauerversuche mit neuen Methoden der numerischen Simulation zu validieren.

Der Bau von Wasserkraftwerken stand in Österreich traditionell schon immer unter besonderer Beobachtung. Langlebig konzipiert, werden sie daher während der Fertigung und Montage sowie während der gesamten Betriebszeit laufend speziellen Prüfungen unterzogen.

Im Folgenden sollen deshalb die gängigen Typen von Wasserkraftanlagen kurz besprochen und die speziell auf Wasserkraftwerke abgestimmten Normen und Regelwerke erwähnt werden sowie die geschichtliche Entwicklung der in Österreich am stärksten mit Prüfung und Überwachung von Wasserkraftwerkskomponenten betraute Prüfanstalt (TVFA) gestreift werden.

Darüber hinaus sollen im Kapitel 2.3 spezielle Prüf- und Sanierungsvarianten an ausgesuchten Wasserkraftwerkskomponenten aus eigenen Arbeiten des Verfassers dieser Arbeit veranschaulichen, zu welchem Aufwand Hersteller und Betreiber bereit sind, um einen sicheren und langfristigen Einsatz dieser Komponenten zu gewährleisten.

Des Weiteren werden die Anforderungen an rotierende elektrische Maschinen (Generatoren) näher erläutert und anschließend die Schäden an den Magneträdern des Donaukraftwerkes Altenwörth, die schlussendlich zu den in Kapitel 5 durchgeführten Untersuchungen zum Werkstoffverhalten bei schwingender Beanspruchung mit Überschwingungen kleiner Amplituden geführt haben, näher beschrieben.

Im Kapitel 6 wird der Versuch unternommen, die in den durchgeführten Untersuchungen ermittelten Ergebnisse mit Daten aus Normen, Regelwerken und dem bei Andritz Hydro in Weiz verfügbaren Softwareprogramm zu vergleichen.

Das Kapitel 7 gibt eine Zusammenfassung der Untersuchungsergebnisse wieder und im abschließenden Kapitel 8 wird ein Ausblick auf weiterführende Untersuchungen mit dem Materials Center Leoben (MCL), in die der Verfasser dieser Arbeit selbstverständlich eingebunden ist, gegeben.

1.1 Literatur zu Kapitel 1

[1.1] Bericht der Elin Union AG „BE“ Km/H vom 20.11.1976

[1.2] Hajek, R.: Untersuchungen zum Werkstoffverhalten bei schwingender Beanspruchung mit Überschwingungen kleiner Amplituden. Diplomarbeit am Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung der Montanuniversität Leoben, 1987

[1.3] Panzenböck, H.: Untersuchungen zum Rissbeginn und Rissfortschritt von Schweißproben bei schwingender Beanspruchung mit Überschwingungen kleiner Amplitude. Diplomarbeit am Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung der Montanuniversität Leoben, 1987.

2.0 Wasserkraftwerke in Österreich - Qualitätsrichtlinien, Prüfung und Sanierung hydraulischer Komponenten

2.1 Wasserkraftwerke - ein Überblick

Die Konzipierung eines Wasserkraftwerkes wird grundsätzlich vom zur Verfügung stehenden Wasserangebot bestimmt. Dadurch wird auch der erforderliche Turbinentyp wie z.B. Francis-, Pelton-, oder Kaplan turbine festgelegt. Der Generator wird ausgehend vom Turbinentyp entsprechend den elektrischen Anforderungen ausgelegt und konstruiert. Die mechanische Auslegung des Generator-Rotors muss so gestaltet sein, dass er die Belastungen bei Durchgangsdrehzahl der Turbine ertragen kann.

Die Bezeichnung eines Wasserkraftwerkes erfolgt also immer nach dem Turbinentyp und nicht nach dem Generator. Dies ist auch bei den nachfolgenden Ausführungen und kurzen Beschreibungen der verschiedenen Kraftwerkstypen ersichtlich.

Die Wahl einer Turbinenart wird in erster Linie von Fallhöhe und Wassermenge bestimmt. Kaplan turbinen werden für große Wassermengen bei geringer Fallhöhe eingesetzt, also meistens in Flusskraftwerken. In Speicherkraftwerken mit großer Fallhöhe und vergleichsweise geringer Wassermenge verwendet man Pelton- oder Francisturbinen. Die Francisturbine ist am weitesten verbreitet, weil sie universell einsetzbar ist. Die Einsatzbereiche der einzelnen Turbinentypen überlappen einander, wie aus Abb. 2.1 ersichtlich ist.

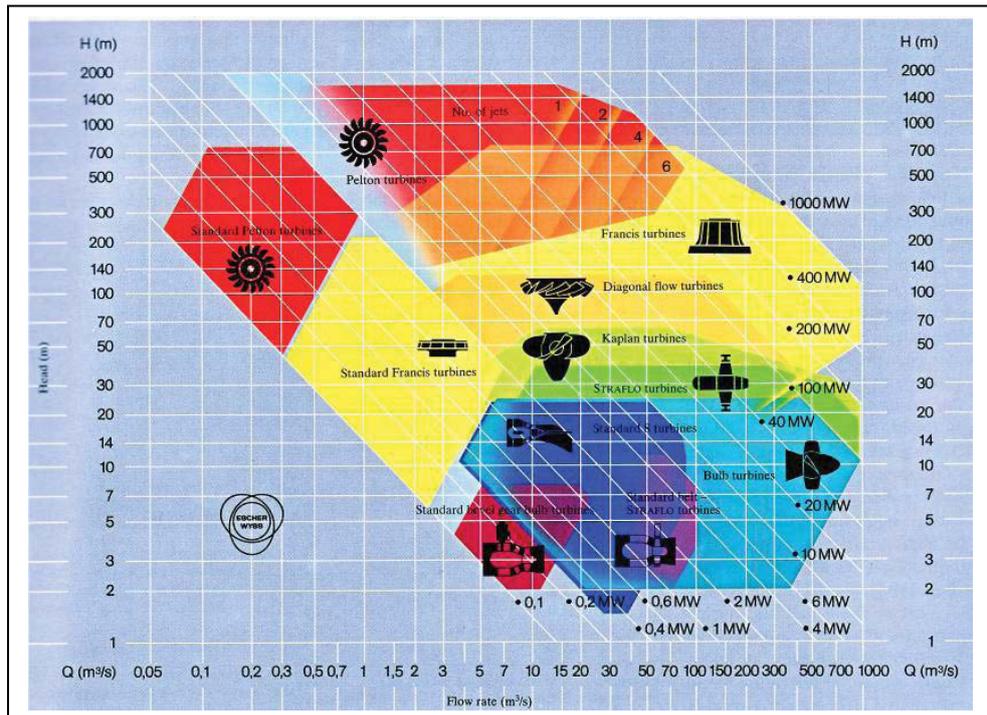


Abb. 2.1: Einsatzbereiche für Kaplan-, Francis- und Pelton-Turbinen [2.1]
 (Abszisse: Q: Durchflussmenge in m^3 / s Ordinate: H: Fallhöhe
 in m)

Generell wird zwischen Lauf- oder Flusskraftwerken und Speicherkraftwerken unterschieden.

2.1.1 Laufkraftwerke

An der Donau (9 Kraftwerke), dem Inn, der Enns, der Traun, der Salzach, der Drau und der Mur ist ein sehr hoher Ausbaugrad bei den Laufkraftwerken erreicht.

In Österreich gibt es rund 100 Laufkraftwerke mit einer jeweiligen Leistung von mehr als 5 Megawatt (MW). Die Stromerzeugung ist abhängig von der Fallhöhe, der Wassermenge und vom momentanen Zufluss.

Um eine größere Fallhöhe zu erreichen wird der Fluss aufgestaut (Stauwerk). Das Krafthaus befindet sich dann direkt neben der Wehranlage. In Laufkraftwerken werden Kaplan-Turbinen eingesetzt, die entweder vertikal (Abb. 2.2) oder horizontal (Abb. 2.3) eingebaut werden können.

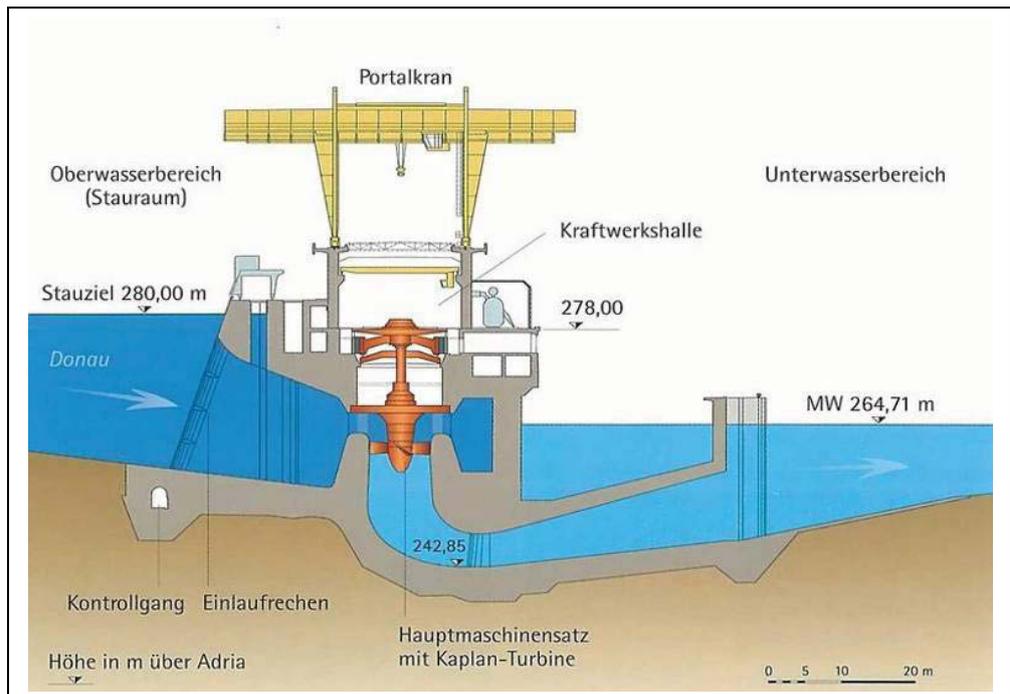


Abb. 2.2: Schema eines Laufkraftwerkes mit vertikal eingebauter Kaplan-Turbine am Beispiel des Donaukraftwerkes Aschach [2.2]

Die Kaplan-Turbine wurde 1913 vom österreichischen Ingenieur Viktor Kaplan entwickelt. Sie eignet sich besonders für Flüsse, bei denen große Wassermengen bei geringem Gefälle zur Verfügung stehen.

Große Kaplan-Turbinen werden in Laufkraftwerken für Fallhöhen bis maximal 65 m eingesetzt und sind vorwiegend vertikal eingebaut, so dass das Wasser von oben nach unten durchströmt.

Eine Kaplan-Turbine im Donaukraftwerk Aschach hat einen Laufraddurchmesser von 8,4 m und ein Gesamtgewicht von 1 300 Tonnen. Kaplan-Turbinen laufen äußerst schnell und haben einen Wirkungsgrad bis zu 95 %.

Aus der Kaplan-Turbine wurde für niedrige Fallhöhen (max. 25 m) die Kaplan-Rohrturbine entwickelt, die Leistungen bis zu 75 MW erzielt.

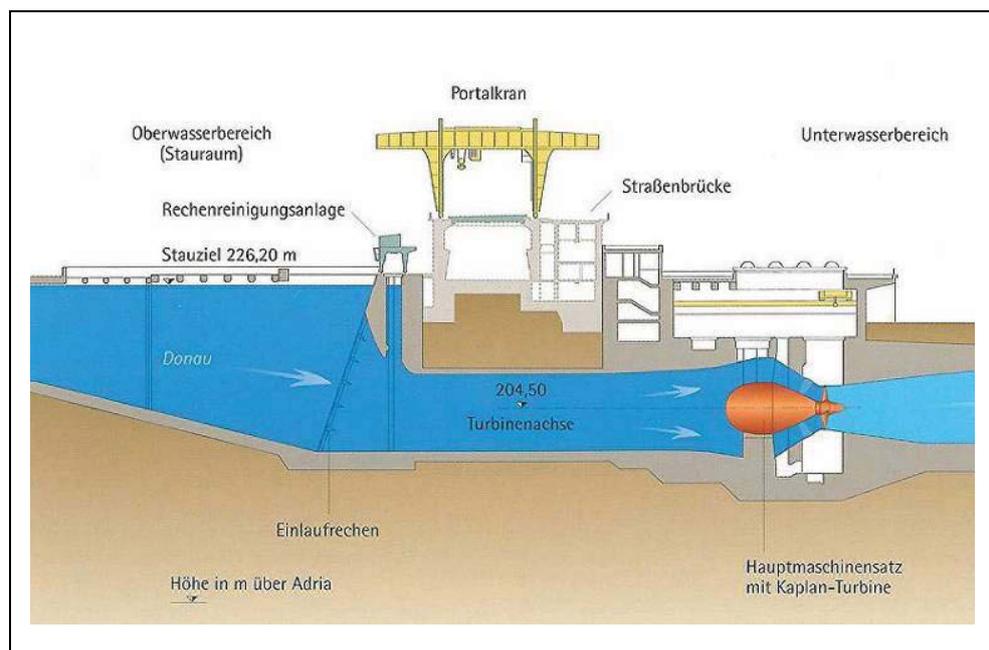


Abb. 2.3: Schema eines Laufkraftwerkes mit horizontal eingebauter Kaplan-Turbine (Rohrturbine) am Beispiel des Donaukraftwerkes Ybbs-Persenbeug [2.3]

Die Rohr-Turbinen (Abb. 2.4) werden, um Umlenkverluste weitgehend zu vermeiden, horizontal in der Richtung des strömenden Wassers eingebaut. Der Generator befindet sich in der Verlängerung der Turbinenwelle in einem vom Wasser umströmten, wasserdichten Gehäuse.

Rohr-Turbinen sparen Platz und ermöglichen geringere Bauhöhen der Kraftwerkshäuser. Dadurch wirken sie weniger störend in der Landschaft. Aus diesem Grund wurden auch in letzter Zeit vorwiegend Rohr-Turbinen installiert.

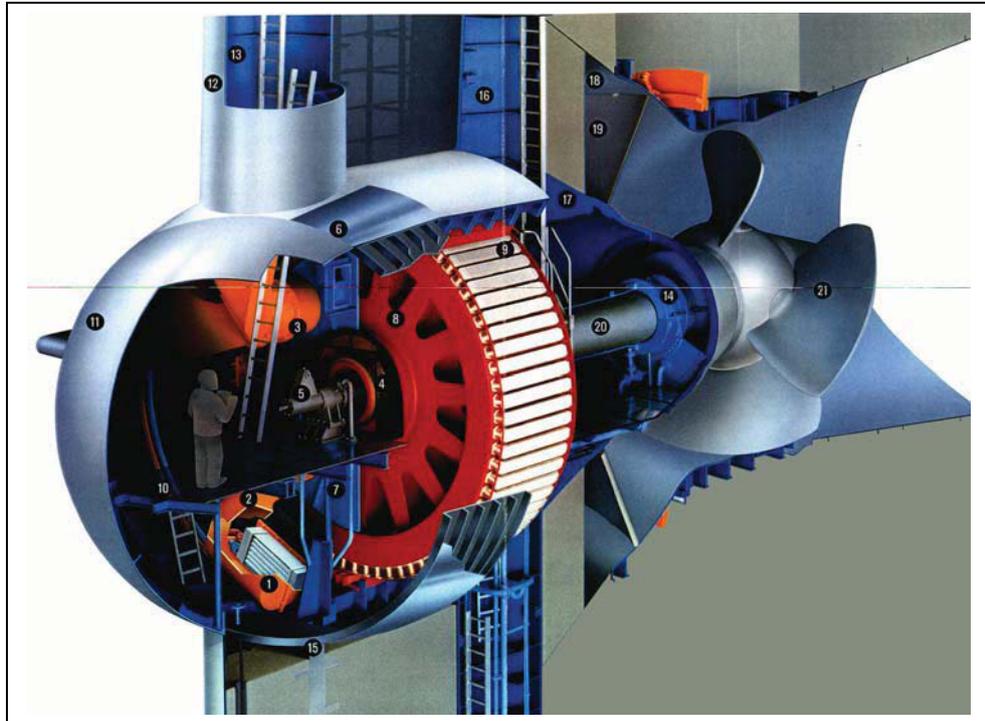


Abb. 2.4: Kaplanturbine mit horizontaler Welle (Rohrgenerator) [2.4]

Laufkraftwerke mit Schwellbetrieb (z. B. an der Enns) können einen Teil der nutzbaren Wassermenge über mehrere Stunden in einem Stauraum speichern. Dann erzielen sie in Zeiten größerer Nachfrage eine etwas höhere Leistung.

In Österreich gibt es neben den 100 Hochleistungslaufkraftwerken noch mehr als 1650 Kleinlaufkraftwerke, die zusammen etwa 5% der Engpassleistung aller Wasserkraftwerke erbringen. (Unter Engpassleistung versteht man die Höchstleistung, die ein Kraftwerk zum Verbrauch stellen kann; sie wird durch den leistungsschwächsten Anlageteil begrenzt.)

2.1.2 Speicherkraftwerke

Die größten Speicherkraftwerke Österreichs liegen im Silvrettagebiet (Illkraftwerke), im Zillertal sowie in den Hohen Tauern (Kaprun, Stubachtal). Die österreichischen Speicherkraftwerke sind über das europäische Verbundnetz mit dem Ausland verbunden und liefern Strom bis ins Ruhrgebiet.

Voraussetzung für ein Speicherkraftwerk ist ein Stausee im Gebirge. Die Leistung wird bestimmt durch den Höhenunterschied zwischen Stausee und Krafthaus sowie vom Turbinendurchfluss (Abb. 2.5).

Das Wasser wird entweder mit Hilfe einer Staumauer oder eines Staudammes gestaut. Weitläufige Zuleitungssysteme können den Inhalt des Stausees vermehren. Das gespeicherte Wasser wird über Druckstollen Druckschächte und Druckrohrleitungen zum Krafthaus geleitet.

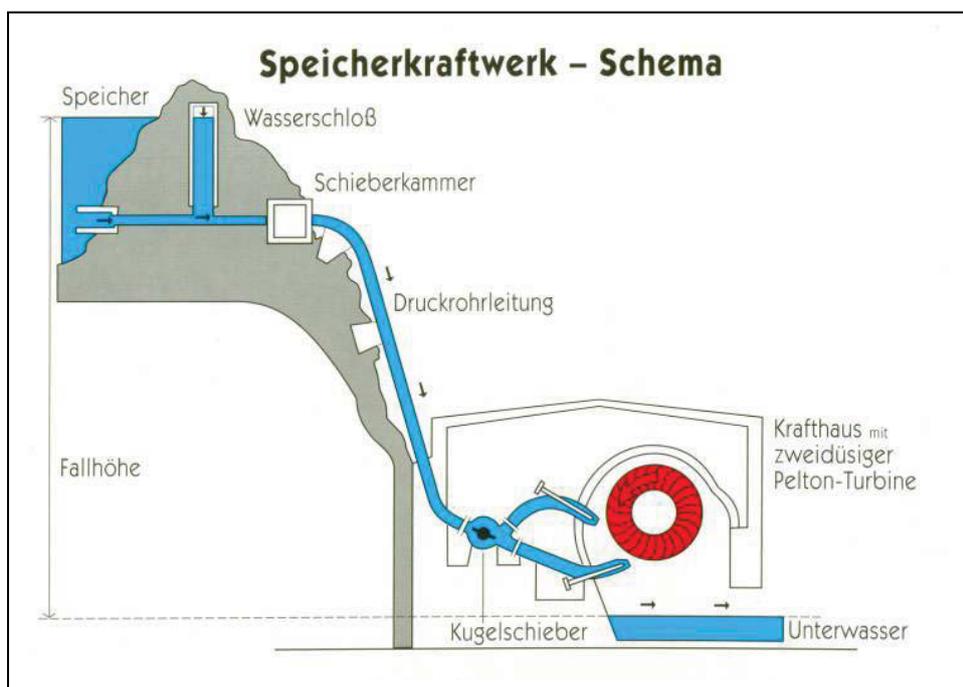


Abb. 2.5: Schema eines Speicherkraftwerkes [2.5]

Speicherkraftwerke sind je nach Fallhöhe und Wasserangebot entweder mit Pelton- oder Francisturbinen ausgestattet. Francis-Turbinen sind universell einsetzbar, sie haben Laufräder mit verstellbaren Schaufeln während Peltonturbinen feststehende becherförmige Schaufeln haben. Speicherkraftwerke können innerhalb weniger Minuten ein- und ausgeschaltet werden. Sie bringen sehr rasch die elektrische Energie und decken Bedarfsspitzen.

2.1.2.1 Pelton-Turbinen

Erfunden wurde diese Turbine vom Amerikaner Lester A. Pelton um 1880. Verbesserungen durch A. Doble (ellipsoidförmige Schaufelhälften) und Charles A. Scharff (Strahlausschnitt) führten zur heute bekannten Becherform (Abb. 2.6).

Ein Peltonrad hat je nach Größe zwischen 20 und 40 Laufradschaufeln. Diese Laufradschaufeln bestehen vereinfacht aus zwei Halbschalen mit einer Trennwand in der Mitte (Becherschneide). Das Wasser trifft aus einer oder mehreren regelbaren Düsen mit hohem Druck auf die Becherschneide und wird in den Schaufelmulden um fast 180° abgelenkt.

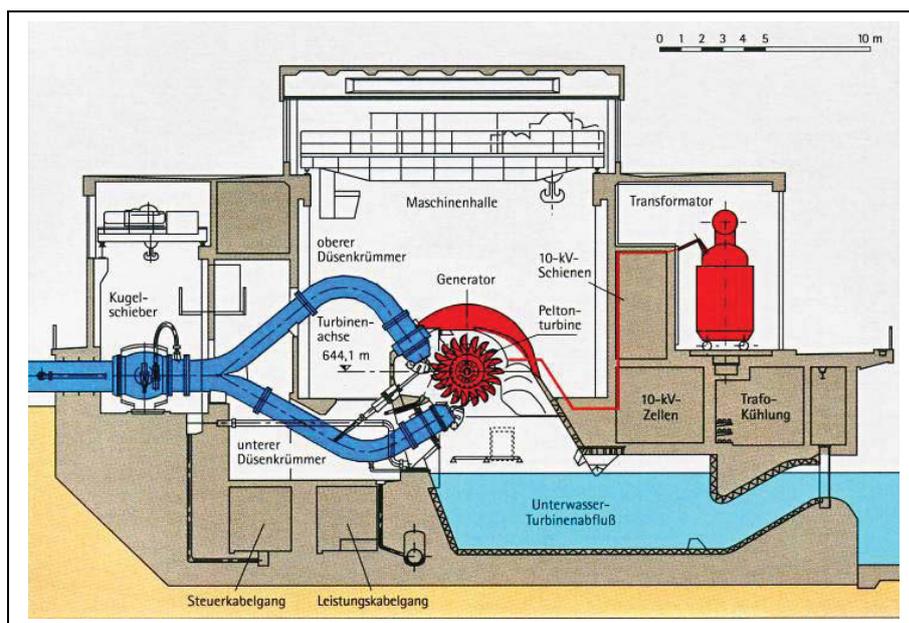


Abb. 2.6: Pelton-Turbine / Schnitt durch das KW-Mayrhofen [2.6]

2.1.2.2 Francis-Turbinen

Francis-Turbinen sind am weitesten verbreitet, da sie universell einsetzbar sind. Sie werden in Österreich bis zu Fallhöhen von 500 Metern eingesetzt.

Das Wasser strömt durch einen Leitapparat mit verstellbaren Schaufeln auf die gegenläufig gekrümmten Schaufeln des Laufrades. Die Wasserzufuhr erfolgt über ein schneckenförmig gekrümmtes Rohr, Spirale genannt.

Die uns heute bekannte Francis-Turbine (Abb. 2.7) wurde 1849 von dem anglo-amerikanischen Ingenieur James B. Francis entwickelt.

Das Prinzip geht jedoch auf Benoit Fourneyron aus dem Jahre 1824 zurück. Weitere Verbesserungen erfolgten 1837 durch den Deutschen Karl Anton Henschel und 1938 durch den Amerikaner Samuel B. Howd. Francis verbesserte dann diese Turbine 1849 und erzielte einen Wirkungsgrad von etwa 90 %.



Abb. 2.7:
Francis-Turbine mit
Synchrongenerator
(KW Goldisthal) [2.7]

Wie schon am Anfang dieses Kapitels erwähnt, richtet sich die Bezeichnung eines Wasserkraftwerkes immer nach dem Turbinentyp und nicht nach dem Generator. In Abhängigkeit von der Ausrichtung der Maschinenachse ergeben sich für die Bauform der Generatoren unterschiedliche Ausführungsformen. Diese werden im Wesentlichen von folgenden Faktoren bestimmt [2.8]:

- maximale Drehzahl (Durchgangsdrehzahl der Turbine)
- bauliche Gegebenheiten (Fundamente, Krankapazität,)
- Montagevorgang und Wartungserfordernisse

Generatoren werden je nach Anforderungen maßgeschneidert gefertigt, d.h. jeder Generator wird in seiner Ausführung als Einzelstück auf die Turbinenleistung abgestimmt.

Generatoren in Horizontalausführung (Abb. 2.8a) werden von Francis- und Pelton-turbinen und in einigen Fällen sogar von Dieselmotoren angetrieben. Sie werden mit Leistungen von 5 to 50 MVA (Mega-Volt-Ampere) und für hohe Kräfte von außen (z.B. hydraulische Kräfte von der Turbine) gebaut.

Als Sonderausführung der horizontalen Bauweise werden Rohrgeneratoren in Verbindung mit Kaplan-turbinen (Abb. 2.8b) in Flusskraftwerken, d. h für Turbinen mit niedriger Fallhöhe, mit Leistungen von 10 bis 60 MVA gebaut.

Generatoren in Vertikalausführung (Abb. 2.8c) werden vorwiegend von Francis- und Pelton-turbinen aber auch von Kaplan-turbinen angetrieben. Ihre Leistungen bewegen sich von 5 bis 400MVA in Sonderfällen bis zu 700 MVA. Sie werden vorwiegend in Pumpspeicherkraftwerken eingesetzt.

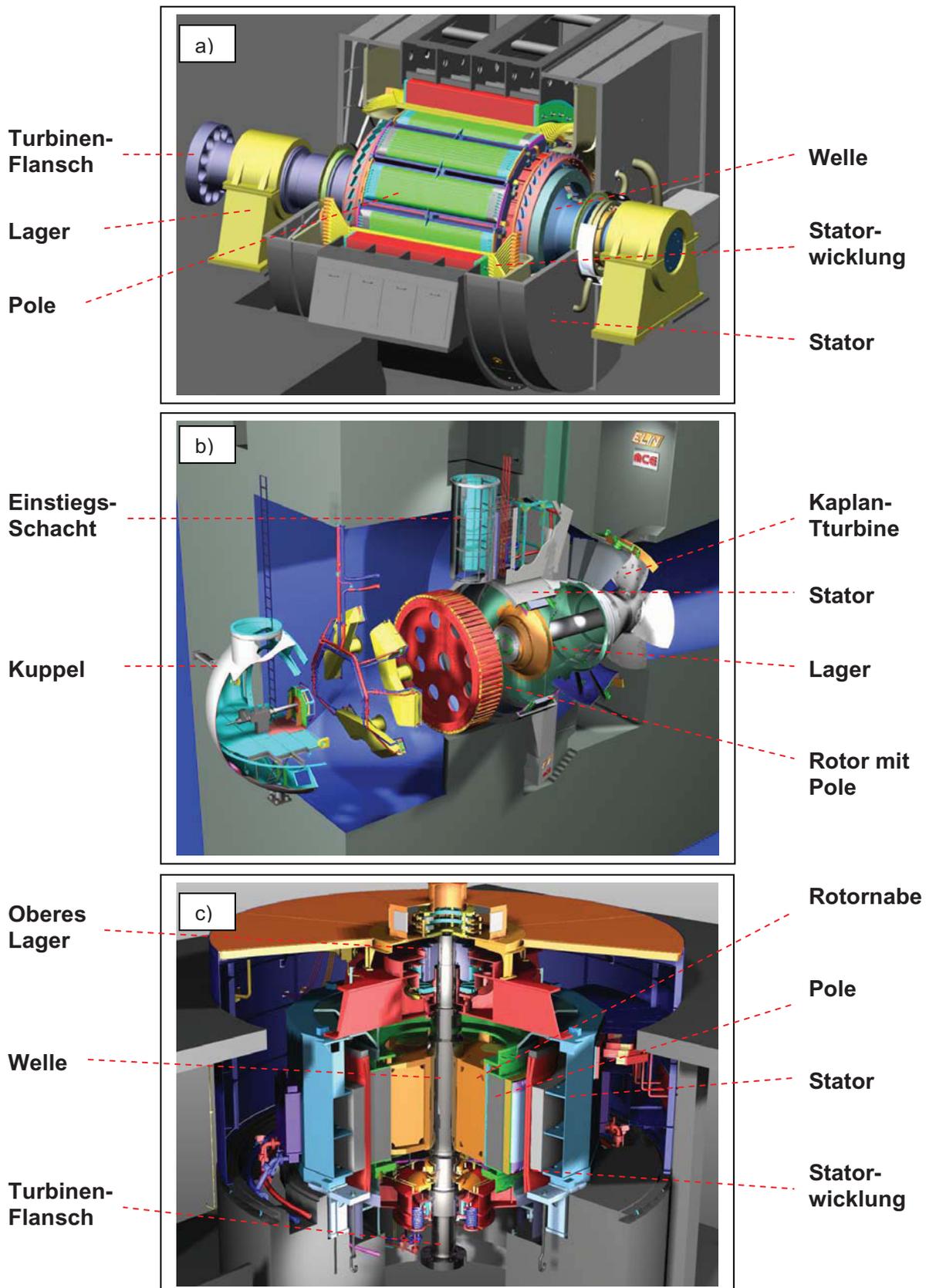


Abb. 2.8: Generatorausführung in horizontaler (a) und vertikaler (c) Bauweise sowie als Rohrgenerator (b) als Sonderausführung der horizontalen Bauweise [2.8]

2.1.3 Wasserkraftwerke in Österreich

In der Erschließung der österreichischen Wasserkraft nimmt das Speicherkraftwerk Kaprun eine besondere Stellung ein (Abb. 2.9 und 2.10), da es am Beginn der Haupterschließungszeit im österreichischen Wasserkraftausbau steht und damit zum Symbol des Wiederaufbaues nach dem 1. Weltkrieg wurde. Im Jahre 1952 wurden die Hauptstufe und bereits drei Jahre später die Oberstufe in Betrieb genommen [2.9].

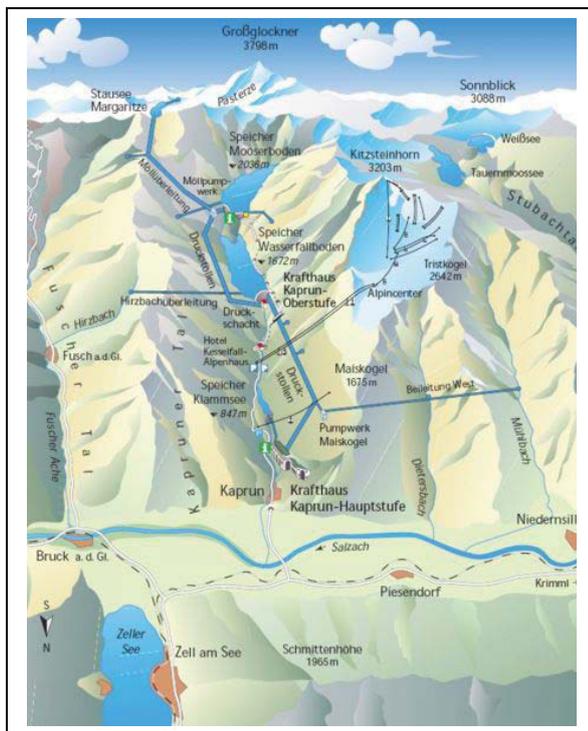


Abb. 2.9:
Kraftwerksgruppe
Glockner - Kaprun:
schematische Darstellung [2.10]

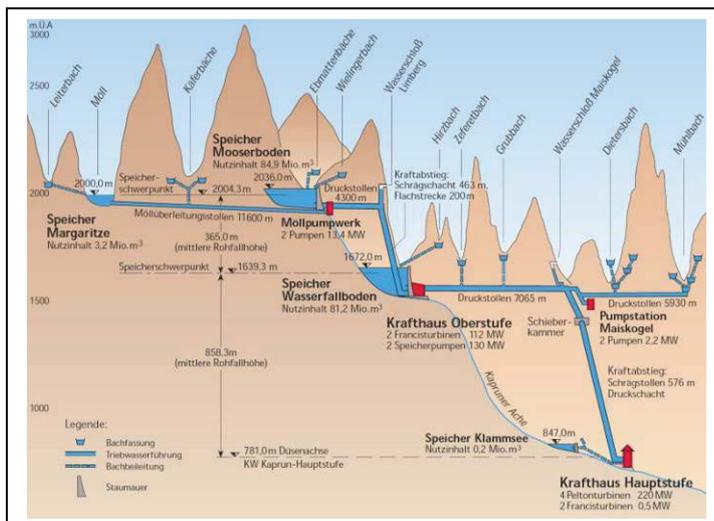


Abb. 2.10:
Übersichts-
längenschnitt der
Kraftwerksgruppe
Glockner - Kaprun [2.10]

Der Anteil der Wasserkraft wurde bis in das Jahr 1988 kontinuierlich mit einem Zuwachs von mindestens 500 GWh jährlich ausgebaut. Im Zeitraum von 1977 bis 1983 waren es sogar nahezu 1000GWh.

Umweltaspekte, Konkurrenztechnologien, sich ändernde politische, wirtschaftliche und gesellschaftliche Rahmenbedingungen führten ab 1988 zu einem Auslaufen des heimischen Wasserkraftbaues. Es sollte mehr als ein Jahrzehnt verstreichen, bis die Rahmenbedingungen für einen weiteren Ausbau der heimischen Wasserkraft geschaffen wurden.

So wurden in dieser „Nachdenkpause“ mit wenigen Ausnahmen vorwiegend Um- und Ausbauten bestehender Kraftwerksanlagen mit Leistungserhöhungen vorgenommen. So wurde z. B. dem im Jahr 1959 fertig gestellten ersten Donaukraftwerk der Österreichischen Donaukraftwerke AG Ybbs-Persenbeug im Jahr 1996 als 7. Maschine eine der größten Rohrturbinen Europas mit einem Durchmesser von 8,75 m eingebaut. (Abb. 2.11).

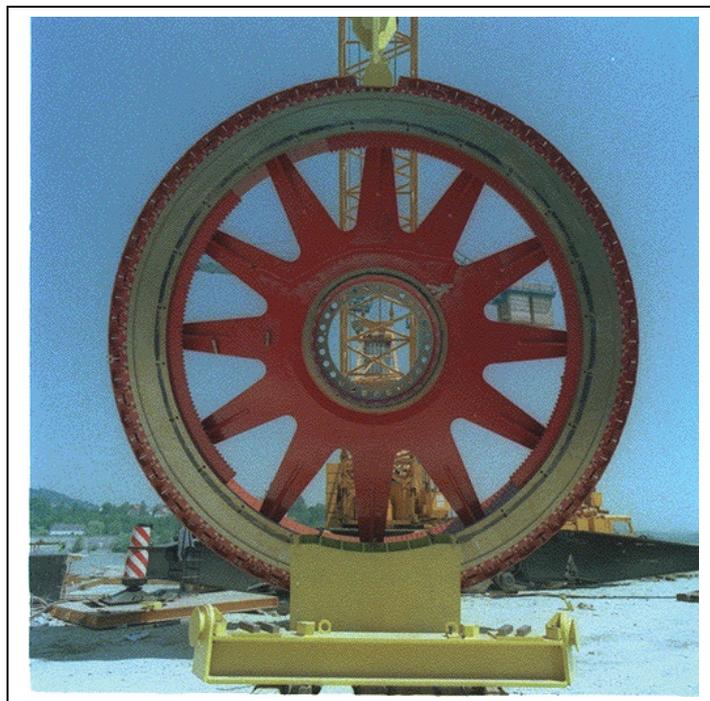


Abb. 2.11: Generator-Läufer der 7. Maschine Ybbs-Persenbeug [2.11]

1996 wurde in Oberösterreich trotz heftiger Proteste mit dem Bau des Traun-Kraftwerkes Lambach begonnen (Abb. 2.12), das seit 1999 Strom liefert. Die Turbinen vom Typ Bulb 2000, die von heimischen Unternehmen gemeinsam entwickelt wurden, haben einen höheren Wirkungsgrad als herkömmliche Turbinen gleicher Bauweise und stellen eine weltweit besuchte Referenzanlage dar.

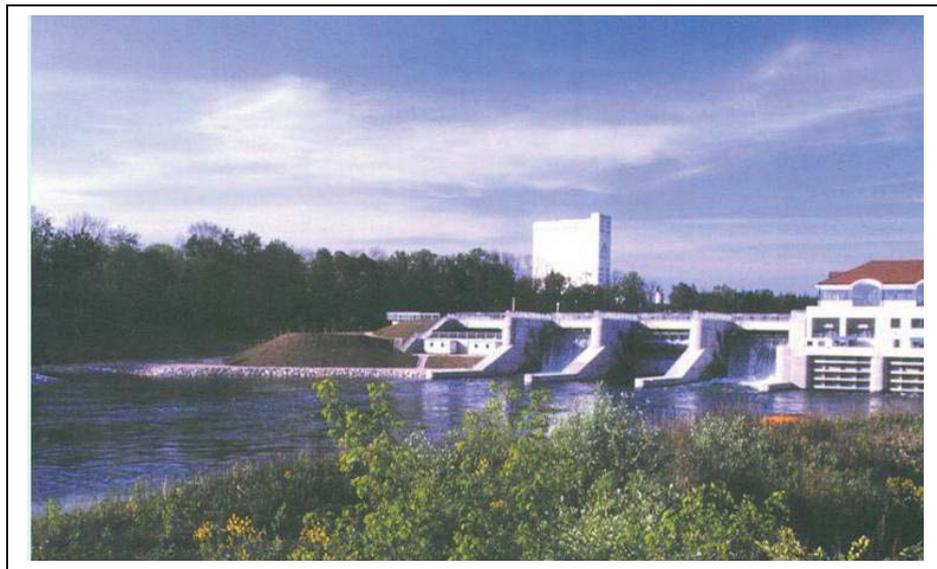


Abb. 2.12: KW-Lambach [2.12]

Durch die besondere Berücksichtigung ökologischer Erkenntnisse konnten die ursprünglichen Proteste weitgehend entkräftet und eine möglichst naturnahe Bauweise sichergestellt werden. Auf die Interessen der Anrainer wurde Rücksicht genommen, erschütterungsfreie und besonders umweltfreundliche Dichtwände wurden ausgeführt. Drei Fischaufstiegshilfen, neu angelegte Flachwasserzonen und Stillgewässer bieten zahlreichen Organismen, auch für an der Traun fast ausgestorbene Pflanzenarten wertvollen Lebensraum. Geh-, Radwege, Uferpromenade und Fitnessparcours stellen neue Freizeit- und Erholungsmöglichkeiten dar, so dass das KW Lambach ein Beispiel dafür ist, dass Natur und Technik in harmonischen Einklang gebracht werden können.

1998 nahm das Donaukraftwerk Freudenau (Abb. 2.13) den Vollbetrieb auf und war nach den Kraftwerken Melk (1982) und Greifenstein (1985) das vorläufig letzte große Kraftwerksprojekt an der Donau.

Die Planungsaktivitäten der Kraftwerksgesellschaften wurden dennoch weiter betrieben und so konnten und können neue Kraftwerke realisiert werden. Aus der relativ großen Anzahl von Projekten bzw. in den letzten Jahren in Betrieb genommenen Kraftwerken seien nur einige genannt.



Abb. 2.13: KW Freudenau [2.13]

Im Verbund-Kraftwerk Gerlos II / Zillertal wurde der seit 1948 bestehende Maschinensatz (65 MW) so umgebaut, dass die Leistung auf das Dreifache der ursprünglichen Leistung (200 MW) gesteigert werden konnte. Die Inbetriebnahme erfolgte Ende 2007.

Das Kavernenkraftwerk Kopswerk II der Vorarlberger Illwerke AG ging im September 2008 als leistungsstärkstes Pumpspeicherkraftwerk mit 3 Maschinensätzen und einer Gesamtleistung von 450 MW ans Netz. Das Pumpspeicherkraftwerk Limberg II (Verbund) wird seit 2007 parallel zum bestehenden Kraftwerk Limberg errichtet und befindet sich in unmittelbarer Nähe der Kraftwerke Kaprun-Hauptstufe und Kaprun-Oberstufe.

Die zwei Maschinensätze (Pumpturbinen) werden komplett unterirdisch in Kavernen untergebracht. Mit der Produktion von Spitzenstrom ist voraussichtlich ab dem Jahre 2011 zu rechnen. Limberg III ist bereits im Planungsstadium. Wenn die geplante 380-kV-Leitung zwischen Kaprun und Salzburg fertig gestellt ist, steht dieser weiteren Großinvestition des Verbundes nichts mehr im Wege

Als insgesamt 27. Wasserkraftwerk und als 5. Laufkraftwerk an der Mittleren Salzach hat die Salzburg AG das Laufkraftwerk Werfen / Pfarrwerfen mit zwei Rohrturbinen (je 8 MW) im März 2009 in Betrieb genommen.

2.1.3.1 Stromerzeugung in Österreich

Je nach hydraulischem Angebot liegt der Anteil der Wasserkraft in Österreich zwischen 58% und 75% (Abb. 2.14) an der gesamten Inlandserzeugung.

Gegenwärtig belegt Österreich mit einem mittleren Wasserkraftanteil von ca. 62% an der gesamten Stromerzeugung einen Spitzenplatz in Europa, der nur von Norwegen und Island mit einem Wasserkraftanteil von nahezu 100% übertroffen wird.

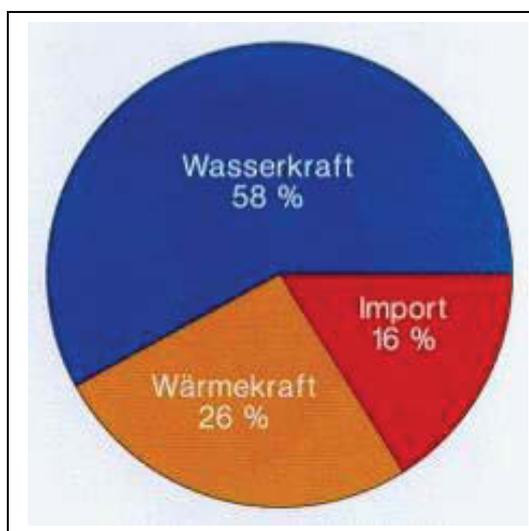


Abb. 2.14:
Stromerzeugung Österreichs 1999
Gesamte Versorgung: 72 TWh
[2.14]

2.2 Qualitätsrichtlinien

Die Nutzung der Wasserkraft ist gekennzeichnet durch hohe Investitions- und niedrige Betriebskosten sowie durch eine lange Lebensdauer der Kraftwerksanlagen.

Lange Lebensdauer und ein möglichst ungestörter Betrieb (hohe Verfügbarkeit) sind für den Kraftwerksbetreiber von hoher wirtschaftlicher Relevanz. Daher wird der Ausführungsqualität der einzelnen Komponenten einer Kraftwerksanlage große Bedeutung beigemessen.

Die Einführung der seit 1987 geltenden Qualitätsmanagementnormen der Reihe ISO 9000ff führte in den Unternehmungen zur Schaffung neuer Organisationsstrukturen in den produzierenden Unternehmungen. Diese neu geschaffenen Strukturen hatten u. a. die Vermeidung von Mängeln und den daraus folgenden Schäden zum Ziel.

2.2.1 Richtlinien für Werkstoffe in hydraulischen Maschinen (RWhM)

Bereits etwa 10 Jahre zuvor, im Jahre 1978, wurden vom Verband der Elektrizitätswerke Österreichs (VEÖ) die „Richtlinien für Werkstoffe in hydraulischen Maschinen“ (RWhM) herausgegeben [2.15].

Auslösendes Ereignis, sich vermehrt mit den Werkstofffragen in hydraulischen Maschinen zu befassen, welches letztendlich zur Erstellung der RWhM führten, war ein Schaden an einem Peltonlaufrad im österreichischen Kraftwerk Reißbeck, der aus Sicht der Wasserrechtsbehörde sogar ein Fall von „*Gefährdung der öffentlichen Sicherheit*“ darstellte [2.15].

Bei der Ausarbeitung der RWhM waren für den VEÖ zwei Gesichtspunkte maßgebend (2.15):

*„**Erstens** sollten die RWhM in der Form einer Empfehlung des VEÖ an seine Mitgliedsunternehmen Hinweise und Vorschriften für die Verwendung der Werkstoffe enthalten, die als Grundlage für Bestellung, Prüfung und Betrieb hydraulischer Maschinen dienen.“*

*„**Zweitens** sollten in die RWhM auch allgemeine Informationen für das Personal der Elektroversorgungsunternehmen (EVU) aufgenommen werden, um ihm Kenntnisse zu vermitteln, über die es naturgemäß nicht von vornherein verfügt. Diesem Aspekt misst der VEÖ besondere Bedeutung zu.die RWhM sollen diese Mitarbeiter zur intensiven Befassung mit Werkstoff-Fragen anregen“.*

Allein diese Grundsätze zeigen, welchen wichtigen Stellenwert die Fragen zur Sicherung der Qualität im Kreise der EVU erlangt hatten. Die ständige Weiterentwicklung der RWhM in Zusammenarbeit mit den verschiedensten Körperschaften und der produzierenden Industrie war und ist dem ÖVE ein besonderes Anliegen, so dass *„mittlerweile eine große Anzahl grundsätzlicher und spezifischer Untersuchungen zum Problemkreis „Werkstoff, Belastbarkeit, Bruchsicherheit und Werkstoffprüfung“ zur Abklärung der betreffenden Zusammenhänge durchgeführt wurde.*

Als besondere Höhepunkte in dieser Phase sind zu nennen:

- die Forschungsarbeiten über das Werkstoffverhalten unter Korrosionseinfluss, an denen auch der Verfasser dieser Arbeit anfangs als einer der Vertreter der Industriepartner mitarbeiten konnte;
- die Entwicklung des weichmartensitischen, korrosionsbeständigen und gut schweißbaren Werkstoffes G-X5CrNiMo 13-4 als „Laufwerkstoff“;
- die Erstellung einer Standard-Werkstoffprüfliste, die einen wichtigen Beitrag zum klaren Verständnis zwischen Hersteller und Betreiber einer Kraftwerksanlage leistet;

- Beiträge zur Ausbildung des zerstörungsfreien Prüfpersonals, insbesondere die Schaffung von Standards zur Ausbildung des EVU-internen Prüfpersonals.

2.2.2 Material- und Prüflisten, Liefervorschriften, Prüfpläne

2.2.2.1 Material- und Prüflisten

Beeinflusst durch die Herausgabe der RWhM im Jahre 1978 und durch „leisen“ Druck der Kraftwerksbauer begannen die österreichischen Turbinen- und Generatorbauer mit der Erstellung von Material- und Prüflisten. Darin wurden alle sicherheitstechnisch relevanten Bauteile einer Turbine bzw. eines Generators aufgelistet.

Für die Turbinenlieferanten („Turbiniers“) gab es zu dieser Zeit in den RWhM bereits ausgearbeitete Vorschläge für Bauteile und deren Prüfungen. Die Angaben für Generatoren hielten sich damals noch in Grenzen und sollten erst im Laufe der weiteren Konsultationen erarbeitet werden. Dies war in Österreich auch die Zeit, in der die meisten Kraftwerksbetreiber die Technische Versuchs- und Forschungsanstalt der Technischen Universität Wien (TVFA) als „Kundenvertreter“ einschalteten.

Diese übernahm neben ihrer Beratungsfunktion auch die Aufgabe, die Inhalte der Material- und Prüflisten mit den Herstellerfirmen abzustimmen.

Die Überarbeitung der Inhalte erfolgte derart, dass ein zuvor eingebrachter Vorschlag mit Herrn Prof. Uhlir, einem profunden Kenner der Materie und von den Kraftwerksbetreibern beauftragter Konsulent, in Wien abgestimmt werden musste. Erst nach Approbierung der Material- und Prüflisten durch die TVFA erfolgte sozusagen die offizielle Freigabe für die Fertigung der einzelnen Komponenten.

Als Beispiel dafür ist in Abb. 2.15 eine Seite aus der RWhM [2.15] für „Werkstoffe in Generatoren“ wieder gegeben. Der Aufbau der Material- und Prüfliste ist derart gestaltet, dass zu jedem Bauteil der entsprechende Werkstoff angegeben ist, falls er zum Zeitpunkt der Erstellung der Material- und Prüfliste schon bekannt ist.

Weiters enthalten sind die „Werkstofferprobung“ wie z.B. Zugversuch oder Kerbschlagbiegeprüfung sowie die Prüfungen während der Fertigung des Bauteiles (meist zerstörungsfreie Prüfungen wie Oberflächenrissprüfungen oder Ultraschallprüfungen) und die Prüfungen am fertigen Bauteil. Wenn erforderlich, werden auch die Prüfungen (Kontrollen), die im Betrieb durchgeführt werden sollen, in der Material- und Prüfliste aufgelistet.

In den letzten Jahren, vor allem bedingt durch die zunehmende Globalisierung, haben sich die Material- und Prüflisten immer stärker zu Material- und Prüfplänen (ITP- Inspection and Testing Plan) entwickelt. Diese sind grundsätzlich ähnlich aufgebaut, übertreffen aber in ihrem Informationsgehalt teilweise jenen der Material- und Prüflisten.

Für österreichische Kunden haben die Material- und Prüflisten nach RWhM nach wie vor Gültigkeit. Für internationale Aufträge haben sich die Material- und Prüfpläne jedoch bestens bewährt.

Als Beispiel ist in Abb. 2.16 ein Auszug aus dem Material- und Prüfplan ITP 0120.271101.001 für ein koreanisches Kraftwerk (Sihwa Tidal Power Plant) wiedergegeben.

3.2.4 Werkstoffe in Generatoren								
Gruppe und Bauteil	in Betracht kommender Werkstoff	Thermische Behandlung ¹⁾	Werkstoff-erprobung	Prüfung während der Fertigung		Prüfung des fertigen Bauteiles ³⁾	Kontrolle im Betrieb	Anmerkungen
				Schmiede-, Stahlguss und Walzteile ²⁾	Schweißnähte vor dem Glühen bzw. ohne Glühen			
Generatorstator								
Gehäuse	Feinkornbaustähle nach EN 10113		C, Z, K ₂₀	VT, UT	VT, MT, UT	VT, MT, MK, D		
Statorblech	Elektroblech nach EN 10106		3.1.B C, IT, S	3.1.B	3.1.B (3.2)	3.1.B		
Blechpaket Pressplatten	unmagnetischer Stahl		3.1.B		VT, PT			
Blechpaketpressbolzen mit Muttern	Schraubenwerkstoff nach Maßgabe der genormten Festigkeitsklassen, Sonderqualitäten nach Vereinbarung		C, Z, K ₂₀		3.1.B (3.2)	VT, MT		
			3.1.B			3.1.B (3.2)		
Generatorrotor								
Rotorstern	Feinkornbaustähle nach EN 10113		C, Z, K ₂₀	VT, UT	VT, MT, UT	VT, MT, MK		
bei Ausführung mit Blechkeile	Feinkornbaustähle nach EN 10113		3.1.B (3.2) C, Z, IT	3.1.B (3.2)	3.1.B	3.1.B (3.2)		
Kettenbleche			3.1.B					
bei Ausführung mit Massivjochring	Feinkornbaustähle nach EN 10113		C, Z, K ₂₀ , IT	VT, MT, UT		VT, MT		
Jochring			3.1.B (3.2)	3.1.B (3.2)		3.1.B (3.2)		
Blechpaketspannbolzen mit Muttern	Schraubenwerkstoff nach Maßgabe der genormten Festigkeitsklassen, Sonderqualitäten nach Vereinbarung		C, Z, K ₂₀			VT, MT		
			3.1.B			3.1.B (3.2)		

C Chemische Analyse; Attestierung mit Werkprüfzeugnis 2.3

1) Prüfung kann in Absprache mit dem Besteller gegebenenfalls entfallen

2) je nach Werkstoff, wobei entsprechend den jeweiligen Erfordernissen auch mehrere Wärmebehandlungen erforderlich sein können

3) zusätzlich sind angearbeitete Schweißkanten für durchgeschweißte Nähte mit einer Wandstärke ≥ 25 mm PT oder MT zu prüfen und mit 3.1.B zu attestieren

4) zusätzlich sind angeschnittene Schweißkanten PT oder MT zu prüfen und mit 3.1.B zu attestieren

RWhM 2003

Seite 35

Abb. 2.15: Auszug aus den RWhM / Werkstoffe in Generatoren [2.15].

Test- / Prod. location Main part / Prod. stage Part	Pos Code	Specification Work / Material Inspection test	Procedure Drawing number Q-Verification	Tested by Tested at Accepted by	Remarks
FACTORY TEST ROTOR MECHANICAL ROTOR	54 S M	EN ISO 5817 welds before stress-relieving visual inspection	# 3.1.B	LM LM	rotor = middledisc + rim ring, welded together
	57 S M	ASME Sec.V Div.1 Art.5 ASME Sec.VIII Div.1 App.12 welds after stress- relieving ultrasonic examination	# 3.1.B	LM LM	only full penetrated welds (if existing)
	58 S M	ASME Sec.V Div.1 Art.7 ASME Sec.VIII Div.1 App.6 welds after stress- relieving magnetic particle examination	# 3.1.B	LM LM	
	59 S M	EN ISO 8501-1 sandblasting visual inspection	# C	LM LM	
	60 S M	after machining check of dimension	# C	LM LM	
	61 S M	EN ISO 2178 corrosion protection check of thickness of layer	C	LM LM	
FACTORY TEST ROTOR MECHANICAL POLE CORE	78 S M	LV 61E S355J2 (ASTM A537, Class 1) material test CA, Z, K, MI	3.1.B	L QA	
	79 S M	LV 61E S355J2 (ASTM A537, Class 1) ultrasonic examination	# 3.1.B	L QA	
	80 S M	LV 61E S355J2 (ASTM A537, Class 1) magnetic particle examination	# 3.1.B	L QA	
	81 S M	LV 61E rough machined check of dimension	# 3.1.B	L QA	

Abb. 2.16: Auszug aus ITP 0120.271101.001 (Sihwa Tidal Power Plant / Korea) [2.16]

2.2.2.2 Liefervorschriften

Begleitdokumente zu den Material- und Prüflisten sind bis heute Liefervorschriften und Prüfspezifikationen.

Die Erstellung von Liefervorschriften, als ein integrierender Bestandteil der Bestellungen, erfolgte verstärkt in den 60er und 70er Jahren des vorigen Jahrhunderts. Die Gründe dafür waren vielfältig. Einer der wesentlichsten bestand darin, dass es in den damals zur Verfügung stehenden Normen und Regelwerken keine vollständigen Angaben für alle geforderten Qualitätskriterien gab.

So konnten in den Liefervorschriften alle für das Bauteil geforderten Kriterien zusammengefasst dargestellt werden. Diese Art der Darstellung hatte mehrere Vorteile.

- Erstens musste man sich als Hersteller über die selbst definierten Anforderungen an das Bauteil Gedanken machen. Diese Aufgabe musste vom Konstrukteur auf Grundlage der Berechnungsergebnisse und der konzeptiven geometrischen Gestaltung übernommen werden. Die Anforderungen an die mechanischen Kenngrößen wie Streckgrenze, Zugfestigkeit und Kerbschlagarbeit waren dabei relativ einfach zu definieren. Größere Schwierigkeiten bereitete die Definition der zerstörungsfreien Kenngrößen. Anforderungen an die innere Beschaffenheit der Bauteile, definiert durch Kenngrößen entweder in der „Sprache“ der Ultraschall- oder Durchstrahlungsprüfung, konnten damals nicht aufgrund rechnerischer Kenngrößen festgelegt werden sondern stützten sich vielmehr auf langjährige Erfahrungswerte.
- Zweitens waren die Festlegungen in den Liefervorschriften Grundlage für Verhandlungen mit den Auftraggebern bzw. deren Beauftragten.

Nach Approbierung der Liefervorschriften galten deren Inhalte als Vertragsbestand und bildeten eine solide Grundlage für Diskussionen im Falle von etwaigen Abweichungen bzw. späteren Regressforderungen.

- Drittens vereinfachten die Liefervorschriften den Bestellvorgang mit den jeweiligen Unterlieferanten. Die Zusammenfassung aller erforderlichen Qualitätskriterien in nur einer Vorschrift erleichterten nicht nur die Verhandlungen mit den Lieferanten sondern waren auch Grundlage für die Abnahmeprüfungen durch den Besteller und / oder die Kunden bzw. deren Beauftragten.

Der Inhalt der Liefervorschriften unterlag einem fortlaufenden Änderungsprozess und musste Schritt halten mit der technischen Weiterentwicklung der Bauteile oder Anlagen. Waren es anfänglich nur einige Seiten, auf denen die wichtigsten zerstörenden und zerstörungsfreien Kriterien spezifiziert wurden, so enthalten heute Liefervorschriften zusätzliche Forderungen über

- Details der geplanten Herstellungsprozesse in Form von so genannten Material- und Fertigungsplänen (MPP- Material and Production Plan),
- Angaben bezüglich vorgesehener Wärmebehandlungen inkl. Aufheizgeschwindigkeit, Haltezeit und Abkühlmedium,
- erforderliche Schweißverfahren inkl. deren Approbierung,
- den Nachweis von Abweichungen während des Fertigungsablaufes,
- die Ausbildung des Prüfpersonals,
- spezielle Prüfanweisungen mit genauen Angaben über Durchführung und Bewertung bei zerstörungsfreien Prüfungen im Sinne der Bestellanforderungen inkl. deren Approbierung,
- genaue Angaben betreffend eventueller Abnahmeprüfungen durch den Besteller bzw. dessen Kunden oder Kundenvertreter,
- Audits, die dem Auftragnehmer jederzeitigen Zutritt zu den Fertigungsstätten sichern sollten.

Im Zuge der Globalisierung gewannen diese Forderungen immer mehr an Bedeutung. Der Bezug nur auf einschlägige Normen und Regelwerke reicht in vielen Fällen nicht aus. Die immer intensiveren Geschäftsbeziehungen mit den so genannten Schwellenländern, unter dem Schlagwort „Out-Sourcing“, ermöglichen Billigzukäufe, wobei die Qualitätskriterien sehr oft zu hinterfragen sind.

Daher werden von den Auftraggebern u. a. begleitende weitere Zusatzmaßnahmen gesetzt, wie z.B. Fertigungsüberwachung und Inbetriebsetzung durch so genannte „Supervisoren“.

So bezeichnet man das Personal des Auftragnehmers, welches vor Ort (on site) die Verantwortung für die vertragskonforme Errichtung der Anlage innehat. Die Arbeiten zur Errichtung der Anlage selbst erfolgen jedoch mit Personal, das der Auftraggeber zu Verfügung stellt. Die sich daraus ergebenden Schwierigkeiten sind mannigfaltig.

Liefervorschriften werden für die Fertigung von Schweißkomponenten sowie für Guss- und Schmiedestücke erstellt.

Bei der inhaltlichen Gestaltung der Liefervorschriften, gleichgültig für welche Produktgruppe, liegt für den jeweiligen Verfasser die Gefahr vordergründig darin, sich als Auftraggeber nicht in die Position des Angreifbaren zu begeben für den Fall, dass das Bauteil nicht den Bestellanforderungen entsprechen sollte.

Damit ist nichts anderes gemeint, als dem Auftragnehmer den Freiraum für die Wahl aller erforderlichen Fertigungsparameter zu lassen, um die in der Bestellung geforderten Qualitätskriterien zu erfüllen.

So ist es in vielen Fällen nicht Ziel führend, wenn in der Liefervorschrift bestimmte mechanische Kennwerte verlangt werden und zusätzlich die Wärmebehandlungstemperatur für die Normalisierungs- oder Vergütungsbehandlung vorgeschrieben wird. Im Falle eines Nicht-Ereichens der mechanischen Kennwerte kann sich der Auftragnehmer auf die spezifizierten Wärmebehandlungsangaben in der Liefervorschrift berufen und die Schuld für die Abweichungen von den Bestellanforderungen an den Auftraggeber abwälzen. Ein Rechtsstreit ist nicht ausgeschlossen.

Das Inhaltsverzeichnis einer Liefervorschrift sei hier angeführt, um zu veranschaulichen, welche Inhalte z.B. für die Bestellung von Guss- und Schmiedeteilen im Generatorenbau erforderlich sind:

- Zweck
- Geltungsbereich
- Mitgeltende Dokumente
- Abkürzungen und Begriffe
- Technische Anforderungen
- Werkstoff
- Herstellung
- Prüfungen
- Kennzeichnung
- Prüfzertifikate
- Abweichungen
- Abnahme
- Freigabe
- Versand und Verpackung
- Audit
- Copyright
- Anhang
- Verzeichnis der Änderungen

2.2.3 Prüferausbildung / Prüfvorschriften

Die hohen Anforderungen an die Kraftwerkskomponenten erforderten ein geschultes Prüfpersonal, das mit allen Prüftechniken bestens vertraut ist. So wurde bereits in den 60er Jahren des vorigen Jahrhunderts im deutschen Sprachraum damit begonnen, die Ausbildung des zerstörungsfreien Prüfpersonals auf eine einheitliche Grundlage zu stellen [2.17].

Eine Vorreiterrolle in Österreich nahmen die Firmen VOEST in Linz und Böhler in Kapfenberg ein, die in den frühen 1970er Jahren mit den ersten Ausbildungskursen nur für den eigenen Gebrauch begonnen hatten. Später, als man die Notwendigkeit einer geregelten Prüferausbildung auch in anderen Unternehmungen erkannte, wurden die Kurse auch öffentlich angeboten.

Eine wesentliche Weichenstellung in der Prüferausbildung wurde durch eine von der ASNT (American Society for Nondestructive Testing) publizierte Ausbildungsrichtlinie SNT-TC-1A eingeleitet. In dieser Richtlinie wurden erstmals drei Qualifikationsstufen (Levels) definiert, die fast weltweit in die jeweiligen nationalen Normen übernommen wurden.

Mit der Einführung einer geregelten Prüferausbildung und einer damit verbundenen stärkeren Implementierung des Prüfers als „Kontrollorgan“ wurde ein Rollenbild geschaffen, das den Prüfer als den obersten Hüter der Qualität im Unternehmen positionierte. Lange Zeit schuf diese Sichtweise leider auch ein Klima der Gegensätze zwischen produzierendem und kontrollierendem Personal. Es bedurfte viel Fingerspitzengefühl von Führungskräften auf beiden Seiten, diese Vorbehalte schrittweise abzubauen.

Ein wichtiger Schritt in dieser Entwicklung ist im Nachhinein betrachtet in der Einführung der Qualitätsmanagementsysteme zu sehen. So wurden unter dem Schlagwort „Selbstprüfung“ u. a. einzelne Prüftätigkeiten an das Fertigungspersonal übertragen. Damit wurde signalisiert, dass jeder einzelne in der Fertigungskette schlussendlich für die qualitative Ausführung seiner Tätigkeit verantwortlich ist. Die lange Zeit vorherrschende Meinung, dass Qualität erprüft und nicht erzeugt wird, wird damit über Bord geworfen. Qualität kann nur erzeugt werden, die Prüfung hat in diesem Sinne die Aufgabe, dem Fertigungsverantwortlichen und dem Kunden nachzuweisen, dass die geforderten Qualitätskriterien erreicht bzw. eingehalten wurden.

Verbunden mit diesem Entwicklungsprozess haben sich auch das Anforderungsprofil und damit das Bild des Prüfers im Unternehmen gewandelt.

Mit der stärkeren Integration der zerstörungsfreien Prüfverfahren in die Herstellungsprozesse - nicht nur aber auch durch die Automatisierung einzelner Prüfverfahren - wird das Wissen um die Herstellungstechnologie und die daraus resultierenden Fehler immer wichtiger.

Diesem Umstand wird durch eine praxis- und vor allem produktorientierte Prüferausbildung Rechnung getragen. Heute haben wir in Österreich zwei Ausbildungs- und Prüfungszentren, in denen zerstörungsfreies Prüfpersonal nach internationalen und nationalen Normen ausgebildet wird.

Hervorgegangen aus der eingangs erwähnten Eigeninitiative der VOEST in Linz wurde eine Arbeitsgemeinschaft mit Ausbildungs- und Prüfungszentren gegründet, die sowohl in Linz als auch in Wien an der Schweißtechnischen Zentralanstalt angesiedelt ist (ARGE VASL und SZA).

Unter der Schirmherrschaft der im Jahre 1979 gegründeten Österreichischen Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung (ÖGfZP) werden Prüfer nach internationalen und nationalen Normen ausgebildet, qualifiziert und zertifiziert.

Eine mit der Prüferausbildung eng verbundene Forderung der Kunden war und ist die Erstellung von Prüfvorschriften oder so genannter Prüfanweisungen.

Vergleichbar mit den aus der Schweißtechnik bekannten Schweißanweisungen, müssen alle für eine Prüfung erforderlichen Kenngrößen in einer Prüfanweisung zusammengefasst werden.

Die Prüfanweisung wird vom Prüfverantwortlichen erstellt und vom Kunden oder seinem beauftragten Sachverständigen approbiert.

Der Inhalt richtet sich nach dem durchzuführenden Prüfverfahren und der speziell für den jeweiligen Auftrag erforderlichen Prüftechnik, sollte aber zumindest folgende Angaben enthalten:

- Zweck
- Geltungsbereich
- Mitgeltende Dokumente
- Personalqualifikation
- Angaben zum Prüfgegenstand
- Prüfumfang
- Prüfgeräte
- Durchführungsbestimmungen
- Annahmestandard

2.2.4 Technische Versuchs- und Forschungsanstalt der Technischen Universität Wien (TVFA)

Die Technische Versuchs- und Forschungsanstalt der Technischen Universität Wien (TVFA) hat in Österreich und über die Grenzen Österreichs hinaus seit mehr als einem Jahrhundert eine führende Rolle in der Beratung und Betreuung von Kraftwerksbetreibern sowie in der Überwachung von Kraftwerksanlagen während der Planungsphase und im Zuge von Abnahmen von Generator- und Turbinenteilen inne.

Es scheint dem Verfasser dieser Arbeit daher gerechtfertigt zu sein, sich mit der Geschichte dieser für den österreichischen Kraftwerksausbau so wichtigen Institution kurz zu befassen.

Die Errichtung der TVFA geht auf Entwicklungen zurück, die vor fast 200 Jahren begannen. Zurückzuführen ist die TVFA auf die beiden Lehrkanzeln für Mechanische Technologie sowie für Mechanik und Maschinenlehre.

Beide gehörten zu jenen elf Lehrkanzeln, die bereits bei der Eröffnung des Polytechnischen Institutes in Wien am 6.11.1815 genehmigt waren und 1816 mit je einem Ordinarius besetzt wurden [2.18].

Nach vielen wechselhaften Jahren der Zusammenschlüsse aber auch Trennungen von Lehrkanzeln und Instituten sowie wechselnden Besetzungen wurde im Jahre 1901 der entscheidende Schritt für den Ausbau des bereits vor 1901 bestehenden mechanisch-technologischen Laboratoriums in Richtung einer Versuchsanstalt gesetzt.

Um die Forschungstätigkeit nach außen hin zu dokumentieren, wurde die Technische Versuchsanstalt im Jahre 1949 in Technische Versuchs- und Forschungsanstalt (TVFA) umbenannt.

Der verstärkte Ausbau der heimischen Wasserkraft brachte eine intensivere Inanspruchnahme der Erfahrung, Einrichtungen und wissenschaftlichen Tätigkeit der TVFA mit sich.

Im Jahre 1980 erhielt die TVFA ein eigenes Statut als besondere universitäre Einrichtung auf UOG-Basis. Mit dem "Akkreditierungsgesetz BGBl. Nr. 468/1992" wurde eine neue rechtliche Basis geschaffen, das Versuchsanstaltenwesen auf ein gesamteuropäisches Niveau zu stellen. 1996 wurde die Technische Versuchs- und Forschungsanstalt im bisherigen Tätigkeitsbereich vom Bundesministerium für wirtschaftliche Angelegenheiten als Prüf- und Überwachungsstelle akkreditiert.

An dieser Erstakkreditierung im Jahre 1996 konnte auch der Verfasser dieser Arbeit als vom BMWA nominierter Sachverständiger für die Fachgebiete zerstörungsfreie und zerstörende Werkstoffprüfung sowie Metallurgie mitwirken.

Mit der Einführung des Universitätsgesetzes UG 2002 im Jahr 2004 wurde die TVFA TU WIEN in TU WIEN - TVFA umbenannt.

Im Jahre 2008 erfolgte neuerlich eine Umstrukturierung, die eine Ausgliederung und Umwandlung der TVFA in eine neue Gesellschaftsform zur Folge hatte. Als 100%-ige Tochter der TU Wien trägt sie heute die Bezeichnung TVFA-TU Wien GmbH mit einem kaufmännischen und einem technisch-wissenschaftlichen Geschäftsführer.

2.3 Prüfung und Sanierung hydraulischer Komponenten

2.3.1 Prüfung und Sanierung von Gussteilen

Die Prüfung und Sanierung von Gussteilen von Turbinen- und Generatorkomponenten stellten für den Kraftwerksbetreiber und seine Komponentenlieferanten schon immer eine Herausforderung dar. Wichtige Bauteile, wie Turbinenlaufräder oder Rotorkörper für Generatoren wurden und werden aus den verschiedensten Stahlgussorten hergestellt.

Aufgrund ihrer wichtigen Funktionen müssen sie höchsten Anforderungen genügen und werden daher nach allen Regeln der Kunst hergestellt, geprüft und im Laufe ihres Betriebslebens teilweise mehreren Sanierungsprozeduren unterzogen.

Die Anwendung der Ultraschallprüfung an Gussstücken im Allgemeinen und für hydraulische Komponenten im Besonderen ist noch nicht allzu lange im praktischen Einsatz [2.19]. In den 1960er Jahren wurde damit zaghaft begonnen, meist in Zusammenhang mit der Durchstrahlungsprüfung (Röntgen- oder Gammastrahlen).

Eine erste normgemäße Erfassung erfolgte in der DIN 17245 in der Fassung vom Juli 1967 für warmfesten ferritischen Stahlguss. Diese Norm enthielt erstmalig Angaben über maximal zulässige Fehler bei der Durchstrahlungsprüfung. Das Ultraschallverfahren zur Auffindung von Innenfehlern wurde mit der Durchstrahlung zusammen genannt, jedoch galten auch für dieses Verfahren die Fehlergrenzen nach den Referenzbildreihen von ASTM.

Eine erste Erfassung von Innenfehlern mit Hilfe des Impuls-Echo-Verfahrens an Gussstücken in der „Sprache“ des Ultraschallverfahrens erfolgte im Stahl-Eisen-Prüfblatt (SEP) 1922 des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute in der 2. Ausgabe vom Juni 1977. Diese Prüfvorschrift (nicht Norm) enthielt erstmals Angaben über die zu verwendenden Prüfgeräte, definierte bereits Such- und Messempfindlichkeiten sowie Registriergrenzen.

Aufgrund der Vielzahl von Gussfehlern und deren unterschiedlichem Reflexionsverhalten wurde bereits damals neben der Echohöhe auch die Schwächung des Rückwandechos als wichtige Bewertungskenngröße erkannt und als verbindliche Größe eingeführt. Nur mehr in Zweifelsfällen wird eine ergänzende Durchstrahlungsprüfung vorgeschrieben.

Im Oktober 1977 wurde die DIN 17245 in einer Neufassung (als Nachfolgenorm der Ausgabe vom Juli 1967) in Kraft gesetzt. Bezüglich des Nachweises von Innenfehlern wird auf die SEP 1922 verwiesen. Die Durchstrahlungsprüfung wird als Ergänzung der Ultraschallprüfung vorgeschrieben. Zu diesem Zeitpunkt der Hinwendung zur Ultraschallprüfung von komplexen Gussstücken beschäftigte vor allem den Konstrukteur die Frage, „ob ein Gussstück, geprüft nach SEP 1922, besser oder schlechter ist als nach einer Durchstrahlungsprüfung nach ASTM-Richtlinien“.

Um diese Frage zu beantworten, wurden Vergleichsprüfungen an fehlerbehafteten Gussstücken durchgeführt. Die Ultraschallbefunde nach SEP1922 / DIN 17245, Tabelle 4, wurden den Durchstrahlungsbefunden nach ASTM-Richtreihe / DIN 17245, Tabelle 5, gegenüber gestellt.

Obwohl die Ergebnisse in Abhängigkeit vom Fehlertyp unterschiedlich waren, zeigte sich schlussendlich dass die Festlegungen für die Ultraschallprüfung nach DIN 17245 brauchbar sind (Abb. 2.17).

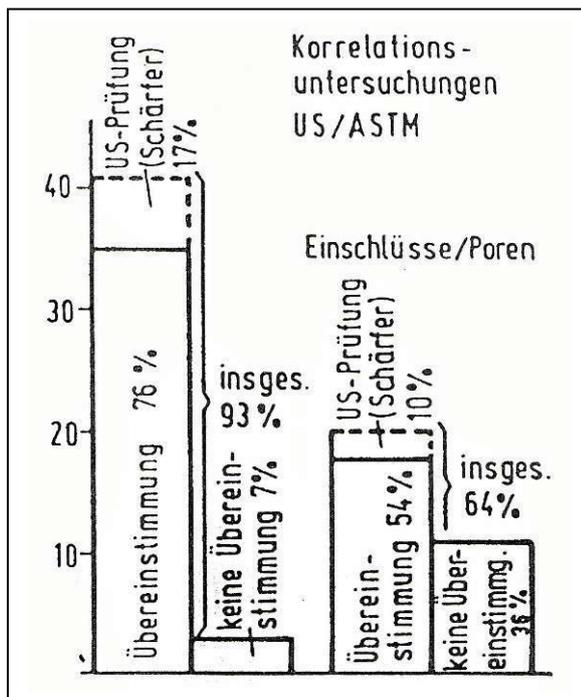


Abb. 2.17:

Ergebnisse der Korrelationsuntersuchungen zwischen Ultraschallbefunden und radiographischen Befunden [2.19]

Bei Lunkern bestand in 93% der Fälle eine gute Übereinstimmung der Beurteilung. Bei Poren und Einschlüssen wirkten sich die unterschiedlichen physikalischen Gegebenheiten der beiden Prüfverfahren jedoch stärker aus. Es bestand nur in 54% der Fälle eine Übereinstimmung.

Ein österreichischer Pionier auf dem Gebiete der Ultraschallprüfung von Gussstücken war K. Bauer, Mitarbeiter der TVFA TU Wien. Er beschäftigte sich in Österreich als einer der Ersten mit der Ultraschallprüfung von Stahlgussstücken, nicht nur unter Verwendung von Senkrecht- sondern auch von Winkelprüfköpfen.

Die besondere Bedeutung von Stahlguss für hydraulische Komponenten kommt auch dadurch zum Ausdruck, dass neben dem Regelwerk „RWhM“ auch für die Prüfung von hydraulischen Komponenten das Vorschriftenwerk „Cahier des Charges Hydrauliques“, ein „Pflichtenheft für die Abnahme von Stahlgussstücken für hydraulische Maschinen“ als 3. Ausgabe, kurz „CCH 70 – 3“ genannt, zur Verfügung steht [2.20].

In einem Vorschriftenblatt (QS) werden alle werkstoffspezifischen Daten des zu prüfenden Bauteils und darauf in einer Skizze die Zoneneinteilung mit den vorzusehenden zerstörungsfreien Prüfungen, Oberflächenanforderungen, Bewertungsklassen getrennt nach Gießern und Herstellern eingetragen [2.21]. Angaben über die Fehlerbeseitigung, die Prüfung von Konstruktions- und Fertigungsschweißungen sind wie die Annahmekriterien bei den einzelnen Prüfverfahren enthalten.

Weiters sind vom Konstrukteur alle erforderlichen zerstörenden und zerstörungsfreien Prüfverfahren festzulegen, um die Gebrauchseigenschaften des Gussstückes nachzuweisen. Fehlerbeseitigung und erforderliche Fertigungsschweißungen sind ebenfalls von ihm zu genehmigen. Grundsätzlich „ *ist das gemeinsame Interesse von Gießer, Hersteller und Konstrukteur wichtig, und es ist unabdingbar, dass ein Geist enger Zusammenarbeit zwischen diesen besteht, um ...* „.

Seit dem Jahr 2004 wurde das Sekretariat der CCH 70 – 3 von Founex/Schweiz an die TVFA der Technischen Universität Wien verlegt, wo auch Bestellungen der CCH 70 – 3 in den Sprachen Deutsch, Englisch und Französisch entgegen genommen werden. Dieser Umstand spiegelt ebenfalls die besondere Rolle der TVFA als eine österreichische Institution mit weit reichender Kompetenz im Bereich des Kraftwerksbaues wider.

2.3.2 Sanierung hydraulischer Komponenten durch Schweißen

Die Sanierung von hydraulisch beanspruchten Komponenten durch Schweißen ist immer mit gewissen Problemen verbunden [2.22]. Die Entscheidung, welche Sanierungsmaßnahmen zu ergreifen sind, müssen im Einzelfalle sehr genau abgewogen und im Einvernehmen mit dem Kraftwerksbetreiber getroffen werden. Im Vordergrund stehen das richtige Erkennen der Fehlerursache und eine rasche, technisch einwandfreie Sanierung, um den weiteren sicheren Betrieb der Anlage zu ermöglichen.

Dazu sind Informationen über den Werkstoff, ob eine Demontage möglich bzw. erforderlich ist und ob unbedingt geschweißt werden muss, von großem Einfluss auf die Ausarbeitung des Sanierungsvorschlages.

So beeinflussen Werkstoff und Demontagemöglichkeit die Wahl des geeigneten Schweißverfahrens bzw. der geeigneten Schweißzusatzstoffe sowie die Entscheidung einer Spannungsarmglühung.

Als Beispiel kann die Sanierung eines Peltonlaufrades herangezogen werden, das charakteristische Merkmale einer Sanderosion und dadurch bedingt massive Abweichungen von der idealen hydraulischen Form aufwies (Abb. 2.18).

Als vorteilhaft erwies sich, dass das Rad aus dem weichmartensitischen Werkstoff G-X5CrNiMo13-4 bestand und im ausgebauten Zustand geschweißt werden konnte. Damit war eine so genannte artgleiche Schweißung mit einem anschließenden Spannungsarmglühen möglich.

Durch diese Art der Sanierung konnten wieder alle hydraulischen Formen hergestellt werden sowie die für einen weiteren sicheren Betrieb erforderlichen mechanischen Eigenschaften erhalten werden.



Abb. 2.18: Schweißreparatur eines Peltonlaufrades [2.22]

In einem anderen Fall mussten Kaplan-schaufeln mit Eckanrissen von Längen zwischen 10mm und 120mm nach etwa 10-jähriger Betriebszeit im eingebauten Zustand einer Reparaturschweißung unterzogen werden (Abb. 2.19). Der ferritische Werkstoff G-X20Cr13 war für eine artgleiche Schweißung ohne Spannungsarmglühung nicht geeignet.

So wurde eine artfremde Schweißung mit einem austenitischen Zusatzwerkstoff gewählt. Durch diese Sanierungsmaßnahme wurde eine Laufzeit von weiteren 10 bis 12 Jahren prognostiziert und auch weit übertroffen. Diese Art der Sanierung erfordert jedoch eine periodische Überwachung in kürzeren Abständen, um etwaige Veränderungen der geschweißten Bereiche sofort erkennen zu können. Die dafür erforderlichen Prüfungsintervalle sind aufgrund betrieblicher Erfahrungen festzulegen.

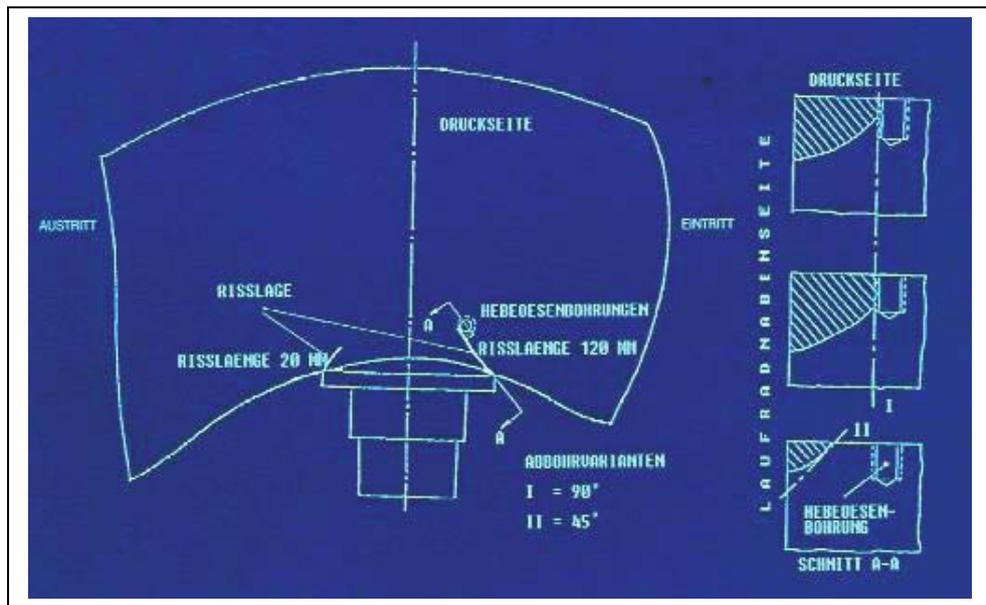


Abb. 2.19: Rissanzeigen an Kaplanschaufeln [2.22]

Nach einer Betriebszeit von ca. 14 Jahren wurden an Kaplanschaufeln (Werkstoff G-X8CrNi13) durch den Betrieb „aufgegangene“ Gussfehler festgestellt. Bei einer Oberflächenrissprüfung wurde nur an einer Schaufel saugseitig ein 8mm langer Riss festgestellt, der ebenfalls mit einer artfremden Schweißung (austenitischer Schweißzusatzwerkstoff) saniert wurde. Alle anderen Anzeigen konnten wegen Geringfügigkeit durch leichtes Verschleifen entfernt werden.

Aufgrund der geringen Fehlerhäufigkeit wurde vom Kraftwerksbetreiber erst 5 Jahre später, also nach einer Betriebszeit von insgesamt 19 Jahren, die nächste Oberflächenrissprüfung veranlasst. Bei dieser Prüfung wurde ein wesentlich größerer Fehlerumfang, vor allem auf der Druckseite, festgestellt.

Um einen Langzeitausfall zu vermeiden, musste auch in diesem Fall eine artfremde Schweißung mit einer austenitischen Elektrode durchgeführt werden.

Nach weiteren vier Jahren wurde im Zuge einer Revision ein an die Reparaturstelle anschließender Riss festgestellt, der, wie sich herausstellte, ebenfalls von einem tiefer liegenden Gussfehler ausgegangen war (Abb. 2.20, links).

Die Abb. 2.20 veranschaulicht eines sehr deutlich: Rissartige Oberflächenanzeigen, die von Gussfehlern herrühren, können sich in die Tiefe hin auf mehreren Ebenen und in verschiedene Richtungen ausbreiten. Die ursprünglich an der Oberfläche festgestellten und in Abb. 2.20 eingezeichneten Rissgrößen stehen in keinem Verhältnis zu den schlussendlich ausgeschliffenen Fehlstellen. Erst während des Schleifens auf Fehlerfreiheit erkannte man das wahre Ausmaß der Schädigung. Dieses Verhalten ist charakteristisch für Gussteile und kann in dieser Form weder in Schmiedestücken, Walzprodukten oder Schweißverbindungen festgestellt werden.

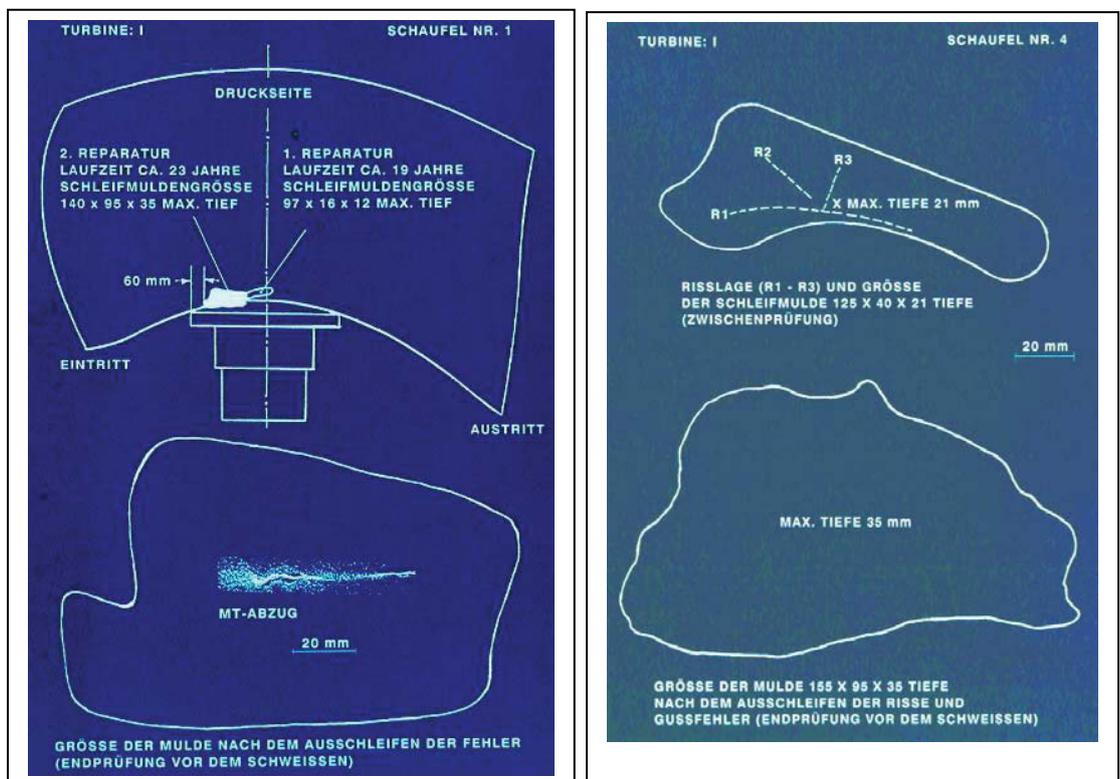


Abb. 2.20: Verhältnis von Oberflächenanzeigen zu den Schleifmulden bei Gussfehlern [2.22]

2.3.3 Prüfung von geschweißten Komponenten

Die Prüfung von geschweißten Komponenten, im Besonderen die Ultraschallprüfung von rotierenden Bauteilen, ist für den Hersteller und Betreiber von Kraftwerksanlagen von ebensolcher Wichtigkeit wie die Prüfung von Gussteilen.

Bereits in den 50er Jahren des vorigen Jahrhunderts wurde mit der systematischen Prüfung von Schweißverbindungen an unlegierten schweißbaren Kohlenstoffstählen begonnen. Obwohl uns aus heutiger Sicht die zur Verfügung stehenden Ultraschallgeräte noch unvollkommen erscheinen mögen, wurden bereits beachtliche Ergebnisse erzielt.

Trotz eines verbesserten Verständnisses der theoretischen Grundlagen und enormer Weiterentwicklungen der Prüfmittel stand die Ultraschallprüfung noch sehr lange im Schatten der Durchstrahlungsprüfung mit Röntgen- oder Gammastrahlen – vergleichbar der Gussteilprüfung.

Noch in den 1980er Jahren war es nicht selten, dass Kunden die Durchstrahlungsprüfung einer Ultraschallprüfung vorzogen, einfach aus dem Grunde, da man bei der Durchstrahlungsprüfung eine bildhafte Darstellung des Fehlers bekommt. Persönliche Erfahrungen mit derartigen Kundenwünschen sind dem Verfasser dieser Arbeit noch gut in Erinnerung.

So wurde z. B. 1977 in Nordeuropa (Norwegen-Schweden-Dänemark-Finnland) ein Projekt zur vergleichenden Darstellung von Durchstrahlungsbefunden mit den Ergebnissen der manuellen Ultraschallprüfung ins Leben gerufen und 1983 abgeschlossen [2.23]. Die Anzahl der begutachteten Fehler war mit 355 beachtlich und umfasste die typischen Schweißnahtfehler wie Poren, Schlackeneinschlüsse, ungenügende Durchschweißung, Bindefehler und Risse.

Die Ergebnisse waren jedoch ernüchternd. So wurden mit Ultraschall z.B. Fehler wie ungenügende Durchschweißungen oder volumetrische Fehler eher akzeptiert als mit der Durchstrahlungsprüfung. Bei Bindefehlern ist es wieder eher umgekehrt, diese werden mit Ultraschall weit weniger akzeptiert als mit der Durchstrahlungsprüfung. Die Autoren kommen zum Schluss, dass noch viele Fragen offen sind und eine Weiterführung des Projektes erforderlich wäre.

2.3.3.1 Ultraschallprüfung austenitischer Schweißverbindungen

Besonders schwierig mit Ultraschall zu prüfen sind austenitische Schweißverbindungen [2.24]. Bis zu Beginn der 80er Jahre galten Schweißverbindungen austenitischer Stähle als nicht bzw. schwer mit Ultraschall prüfbar.

Die grundsätzliche Prüfproblematik lässt sich besser verstehen, wenn man von den bekannten Gegebenheiten bei der Prüfung von ferritischen Schweißverbindungen ausgeht. Während sich das ferritische und austenitische Grundgefüge in ihren akustischen Eigenschaften nahezu gleichen, sind die Gefügestrukturen der Schweißverbindungen akustisch sehr unterschiedlich.

Insbesondere betrifft dies die Schallgeschwindigkeit (c) und die Schallschwächung (α). Die Dendriten im austenitischen Schweißgut wachsen bevorzugt in der $[100]$ -Richtung, wodurch auf eine Texturanisotropie geschlossen werden kann. Messungen bestätigen auch eine Anisotropie der elastischen Konstanten. Untersuchungen zeigen, dass sowohl die Schallgeschwindigkeit (c) als auch die Schallschwächung (α) von jenem Winkel (γ) abhängen, den das Schallbündel mit der $[100]$ -Richtung bildet (Abb. 2.21).

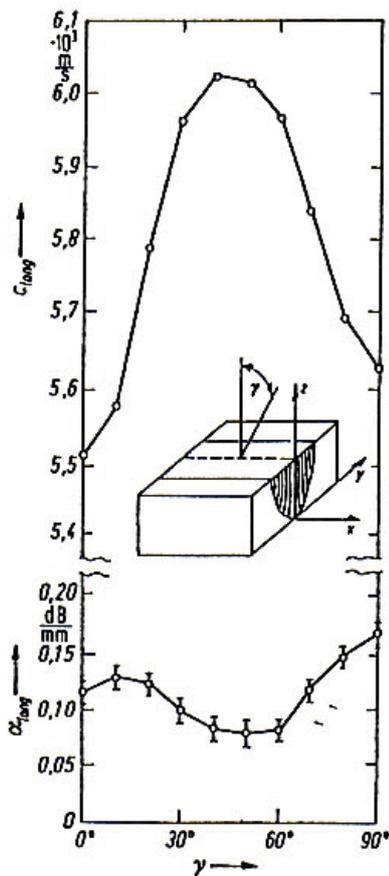


Abb. 2.21:

Schallgeschwindigkeit (c) und Schallschwächung (α) gemessen unter dem Einschallwinkel (γ) [2.24]

Die größten Schwächungswerte (α) werden in Dendritenrichtung gemessen. Unter 45 Grad zur Dendritenachse werden die geringsten Werte gemessen. Die Messung der Schallgeschwindigkeit (c) zeigt die gleiche Tendenz. In Dendritenachse liegen die Werte bei ca. 5500 m/s, unter 45 Grad bei ca. 6030 m/s.

Diese Unterschiede im akustischen Verhalten, starke Einflüsse durch die Schweißnahtgeometrie – hier insbesondere die Ausbildung der Schweißnahtflanken (Abb. 2.22) – sowie schweißtechnische Maßnahmen (Abb. 2.23) beeinflussen die Prüfbarkeit austenitischer Schweißverbindungen ganz wesentlich.

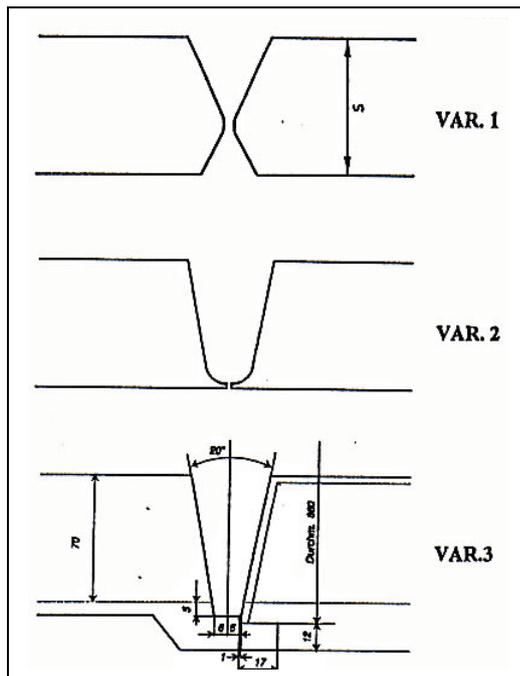


Abb. 2.22:
Optimierung der Schweißnahtform [2.24]

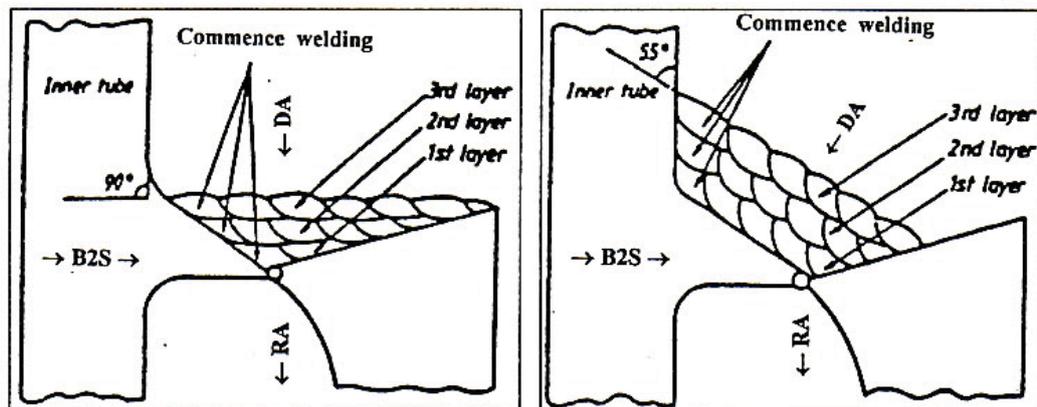


Abb. 2.23: Einfluss des Lagenaufbaues auf die Ultraschallprüfbarkeit austenitischer Schweißverbindungen [2.24]

Neben besonderer Berücksichtigung von Geometrie und Schweißtechnik kommt der Wahl einer geeigneten Prüftechnik eine große Rolle zu. Die akustischen Defizite können durch geeignete Justierkörper und durch die Verwendung spezieller Longitudinalwellen-Prüfköpfe zum Großteil wettgemacht werden.

Trotz weiterer Forschung und Entwicklung sowie intensiver Bemühungen einzelner Industriezweige und gezielter Ausbildung des Prüfpersonals bleibt die Ultraschallprüfung austenitischer Schweißverbindungen weiterhin schwierig. Wann immer es möglich ist, wird auf die Durchstrahlungsprüfung ausgewichen.

2.3.3.2 Oberflächenrissprüfung lackierter Schweißnähte

Im Zuge von Revisions- oder Sanierungsarbeiten ist es immer wieder erforderlich, Schweißnähte einer Oberflächenrissprüfung zu unterziehen. Die Schweißnähte sind zu diesem Zeitpunkt natürlich mit einem Korrosionsschutzanstrich versehen. Zur Prüfung wird in den überwiegenden Fällen eine magnetische Streuflussprüfung verlangt.

Die Anwendung der magnetischen Streuflussprüfung ist nach gängiger Normauslegung nur an Oberflächen zulässig, die keine Deckschichten aufweisen. Vereinzelt findet man Hinweise, dass unter bestimmten Bedingungen Deckschichten im Bereich von 30µm bis 50µm zulässig sind.

Im Rahmen von Betriebsüberwachungen ist es sehr oft erforderlich, Bauteile, und hier im Besonderen Schweißnähte, einer Oberflächenrissprüfung zu unterziehen. Aus Korrosionsschutzgründen sind diese Schweißnähte in den meisten Fällen mit nicht leitenden Anstrichen bis zu Schichtstärken von 120 µm-150 µm versehen.

Damit sieht sich der Prüfer mit zwei Fragen konfrontiert, erstens ist unter den vorherrschenden Bedingungen überhaupt ein Nachweis von Oberflächenrissen möglich, und zweitens darf eine nicht normgemäße Prüfung durchgeführt werden?

Die Klärung dieser beiden Fragen erfordert zweierlei:

- zum einen müssen Versuche eindeutig belegen, dass unter den gegebenen Bedingungen die zur Anwendung vorgesehene Prüftechnik auch zum gewünschten Erfolg führt,
- zum anderen muss diese Vorgehensweise mit dem Auftraggeber abgesprochen werden.

Im konkreten Fall sollten im Zuge von Betriebsprüfungen lackierte Schweißnähte von Generatorbauteilen einer Oberflächenrissprüfung unterzogen werden [2.25]. Die übliche Vorgehensweise bestand darin, die Schweißnahtbereiche durch Beizen von den Lackschichten zu befreien, die Prüfung durchzuführen und anschließend den Korrosionsschutz wieder herzustellen. Dieser Ablauf war einerseits sehr zeit- und damit kostenintensiv, andererseits für das involvierte Personal besonders belastend. Insbesondere das Entfernen des Lackes durch Beizen, aber auch das Wiederherstellen des Korrosionsschutzes, führte in den beengten Platzverhältnissen im nicht belüfteten Generatorinnenraum (Abb. 2.24) zu extremen Belastungen der Atemwege.



Abb. 2.24: Rotor eines Rohrgenerators beim Schweißen [2.25]

Das enge Platzangebot stellt auch an den Prüfer eine große Herausforderung dar, da er ohne Hilfe eines zweiten Prüfers - wie sonst bei der magnetischen Streuflussprüfung in ähnlichen Fällen üblich – die Prüfung durchführen muss (Abb. 2.25).



Abb. 2.25:

Für die Prüfung sehr beengte

Platzverhältnisse im Generatorläufer [2.25]

Mit Hilfe umfangreicher Untersuchungen an bauteilähnlichen Prüfstücken mit verschiedenen Lackschichtstärken konnte die zufrieden stellende Wirksamkeit des Prüfverfahrens nachgewiesen werden, so dass bei diesen und vergleichbaren Prüfeinsätzen eine Entfernung des Korrosionsschutzes nur in wenigen Teilbereichen, wo größere Lackansammlungen festgestellt werden, erforderlich ist.

Diese Versuchsergebnisse werden auch heute noch Kunden vorgelegt, um den Nachweis zu erbringen, dass eine Entfernung des Korrosionsschutzes nicht in allen Fällen erforderlich ist.

2.4 Literatur zu Kapitel 2

- [2.1] .Höllner, H.K, Grein, H. et al: Utilization of water power by means of hydrolic machines, Sulzer Escher Wyss, 1989
- [2.2] http://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/thumb/c/c7/Kraftwerk_Aschach%2C_Maschinenhalle.jpg/800px-Kraftwerk_Aschach%2C_Maschinenhalle.jpg
- [2.3] http://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/thumb/0/04/Kraftwerk_Ybbs-Persenbeug_Maschinenhaus2.jpg/180px-Kraftwerk_Ybbs-Persenbeug_Maschinenhaus2.jpg
- [2.4] Rohrturbinengenerator 3d-Darstellung, Andritz-Hydro
- [2.5] http://www.google.at/images?q=tbm:5QbIPT52Ds0cgM::www.e-sicher.at/uploads/media/Schema_Speicherkraftwerk.jpg
- [2.6] Die Kraftwerke: Informationsschrift der Tauernkraftwerke AG, 1995
- [2.7] Synchrongenerator mit Francis-Turbine (KW Goldisthal), 3d-Darstellung, Andritz-Hydro
- [2.8] Horizontal-, Vertikal- und Rohrturbinengeneratoren, Andritz-Hydro-Schulungsunterlagen
- [2.9] Haider, H.: Von Kaprun bis Freudenau - Wasserkraft im Wandel der Zeit, 10. Internationales Seminar Wasserkraftanlagen „Wasserkraft – Energienutzung an der Wende zum 3. Jahrtausend, Wien 10.-12.Nov.1998
- [2.10] Kraftwerksgruppe Glockner - Kaprun: Informationsschrift der Tauernkraftwerke AG, 1996
- [2.11] Werksfoto Andritz-Hydro, Läufer der 7. Maschine, KW Ybbs-Persenbeug
- [2.12] Zimmerl, E.: Warum österreichische Wasserkraftanlagen als sichere Stromlieferanten gelten - die Zerstörungsfreie Prüfung als mit entscheidender Faktor, Vortrag bei der D.A.C.H.-Jahrestagung 2008, St. Gallen
- [2.13] http://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/thumb/7/7e/kw_Freudenau_OW2.JPG/800px-KW_Freudenau_OW2.JPG
- [2.14] <http://gw.eduhi.at/thema/energie/wasser/stroma.jpg>

- [2.15] Richtlinien für Werkstoffe in hydraulischen Maschinen. Verband der Elektrizitätsunternehmen Österreichs. Ausgabe 2006
- [2.16] Material- und Prüfplan ITP 0120.271101.001 für ein koreanisches Kraftwerk (Sihwa Tidal Power Plant), Andritz-Hydro
- [2.17] Nußmüller, E., Heck, G.: Genormte Prüferausbildung – Wunsch und Wirklichkeit. DACH-Tagung Luzern, 1981
- [2.18] Lötsch, K.: 80 Jahre TVFA – Rückblick und Ausblick. Schriftenreihe der TU Wien. 1981, Seminar Wasserkraftanlagen – Stahl- und maschinenbauliche Gesichtspunkte
- [2.19] Christianus, D., Fischer, K.-H.: Ultraschallprüfung und Abnahme von Gussteilen aus warmfestem Stahlguss nach DIN 17245-Zusammenhang zwischen Durchstrahlungsprüfung nach ASTM und Ultraschallprüfung. Materialprüfung 20 (1978) Nr. 8 August, S.295-298.
- [2.20] CCH 70 – 3: Cahier des Charges Hydrauliques; 3. Ausgabe,1996, Sekretariat: TVFA TU Wien
- [2.21] Zimmerl, E.: Prüfungen an Stahlguß für hydraulische Maschinen nach RWhM und CCH 70 – 3; DACH-Tagung, 1996,Lindau
- [2.22] Heck, G., Hribernic, G., Rathausky, W.: Erfahrungen bei der Sanierung von Hydraulisch beanspruchten Komponenten in Wasserkraftanlagen, 5. Internationales Seminar Wasserkraftanlagen „Wasserkraftanlagen – Betriebserfahrungen und Erneuerungen, Wien 29.11.-1.12.1988
- [2.23] Forli, O., Hansen, B., Kjellander, S., Pettersen, B. und Aström, T.: A comparison of radiographic and ultrasonic NDE. NDT-World Conference Firenze, 1983.
- [2.24] Heck, G., Reindl, H.: Ultraschallprüfung austenitischer Schweißverbindungen. 7.Vortragstagung der ÖGfZP, Wien 1995
- [2.25] Heck, G.: Magnetische Streuflussprüfung an lackierten Schweißnähten – eine Problemstellung im Rahmen der Betriebsüberwachung. 2.Vortragstagung der ÖGfZP, Wien, vom 26.-27.3.1986

3.0 Anforderungen an rotierende elektrische Maschinen

Wie bereits in Kapitel 1 angeführt, sind Komponenten für Wasserkraftwerke unter laufender Kontrolle. Aufgrund einer sich ständig verschärfenden Betriebsweise innerhalb der letzten 10 bis 15 Jahre sind die Anforderungen an die einzelnen Komponenten jedoch stark gestiegen.

Die Änderung in der Betriebsweise bedeutet im Wesentlichen die Abkehr von einem kontinuierlichen und die Hinwendung zu einem diskontinuierlichen Betrieb. Dies deshalb, da vom Markt einerseits die Bereitstellung von Spitzenstrom zu jeder Tages- und Nachtzeit gefordert wird, bzw. andererseits der Bezug von Strom aus dem öffentlichen Netz für den eigenen Pumpbetrieb zu günstigen Preisen zu bestimmten Zeiten möglich ist. Hatte z. B. ein Speicherkraftwerk vor 10-15 Jahren 2 bis 3 Start-Stop-Sequenzen pro Tag so sind es heute 5 bis 6 oder oft noch mehr.

Ein weiterer wichtiger Aspekt, der für die Erhöhung der Beanspruchungen von Wasserkraftwerkskomponenten verantwortlich ist, ist darin zu sehen, dass alte Wasserkraftwerke einem Refurbishment unterzogen werden. Ökonomische und vor allem ökologische Überlegungen sind dafür entscheidend.

Die Randbedingungen sind jedoch sehr streng: so sollen z. B. bereits 40 Jahre laufende Maschinen einer Leistungserhöhung um 5% bis 20% unterzogen werden, wobei möglichst keine Änderung der konstruktiven Grundauslegung erfolgen bzw. eine Erneuerung der einzelnen mechanischen Komponenten nur sparsam vorgenommen werden soll. Die Forderung gipfelt in einer Lebensdauerverlängerung um weitere 20 bis 40 Jahre.

Diese geänderten Forderungen an rotierende elektrische Maschinen sollen daher im Folgenden beispielhaft dargelegt werden.

3.1 Allgemeine Anforderungen

Die allgemeinen Anforderungen für z. B. einen Motor-Generator eines österreichischen Pumpspeicherkraftwerkes setzen sich unter anderem wie folgt zusammen:

- Mehrere Anfahrvorgänge in den Turbinenbetrieb pro Tag.
- Mehrere Anfahrvorgänge in den Pumpbetrieb pro Tag.
- Volle Regelbarkeit im gesamten Lastbereich für den Turbinenbetrieb.

Im Vergleich zu den an rotierende Maschinen gesetzten Anforderungen vergangener Jahrzehnte, hat sich heute das Anforderungsprofil stark geändert. Die zentral gesteuerten Versorgungspläne für elektrische Energie in Europa haben bewirkt, dass sich Spitzenabdeckung zu relativ genau festgelegten Zeiten zu jederzeit verfügbarer, bedarfsorientierter Energieabdeckung gewandelt hat.

Diese Veränderung in der Energiebereitstellung hat zu enormen Änderungen in der Maschinenführung von rotierenden elektrischen Anlagen geführt. Die ständige Bereitschaft der Anlagen und die damit verbundenen wiederholten Start- und Stillsetzungsvorgänge pro Tag führen zu höheren Belastungen als noch vor wenigen Jahrzehnten.

Die daraus resultierenden Anforderungen lassen sich in 2 Kategorien einteilen [3.1]:

3.2 Einflüsse durch normale Betriebsbeanspruchung

- Betriebszeit in den verschiedenen Betriebsarten
- Stillstandszeit
- Anzahl und Art der Betriebsartenwechsel
- Anzahl und Art der Anfahrten
- Betriebsweise als Generator

Startvorgänge aus dem Stillstand und Stillsetzungen stellen für die Maschine ebenfalls eine besondere Beanspruchung dar. Dazu gehören:

- Dehnungs- und Reibungseinflüsse auf Wicklung und Isolierung durch Temperatur und Fliehkraftzyklen
- Besondere Schwingungsbeanspruchungen während des Durchfahrens von Eigenfrequenzen verschiedener Maschinenbauteile
- Werkstoffermüdung insbesondere der rotierenden Bauteile infolge der Fliehkraftzyklen

3.3 Einflüsse durch außergewöhnliche Betriebsbeanspruchung

Nicht zum Normalbetrieb gehörende Vorgänge sind z.B.:

- generatornaher Kurzschluss
- Fehlsynchronisation
- Überspannung
- Schiefkast
- Asynchronlauf
- Übererwärmung
- Überdrehzahl (Durchgangsdrehzahl)
- Feuchte- und Wassereinwirkung
- starke Verschmutzung
- Notbremsung usw.

Zur Bewertung der Einflüsse bei außergewöhnlicher Betriebsbeanspruchung muss zunächst sichergestellt werden, dass ihr Auftreten erkannt wird. Wertvolle Anhaltswerte liefern hierfür die gezielte Erfassung und Auswertung von Grenzwertüberschreitungen.

Diese Grenzwertüberschreitungen und die damit verbundene Analyse des Störfallablaufes geben dann die Möglichkeit, die außergewöhnliche Beanspruchung an den betroffenen Bauteilen zu bewerten und Rückschlüsse für notwendige Maßnahmen einzuleiten.

3.4 Richtlinien für die Fertigung und Prüfung von geschweißten Bauteilen

Für die Auswahl der Werkstoffe und für die Wahl der zerstörenden und zerstörungsfreien Prüfungen sind nationale und internationale Normen und Regelwerke vorgeschrieben.

Für z. B. österreichische Kraftwerke muss die Auswahl der Werkstoffe nach der „Richtlinie für Werkstoffe in hydraulischen Maschinen“ (RWhM) erfolgen [3.2]. Als Werkstoff sind genormte, bzw. behördlich zugelassene, gut schweißbare, beruhigt vergossene, trennbruchssichere, kerbzähe und alterungsbeständige Stähle zu verwenden. Für tragende Konstruktionen ist grundsätzlich ein besonders beruhigter Stahl zu verwenden.

Für Bleche tragender und/oder Druck führender Konstruktionen sind Stähle mit gewährleisteter Brucheinschnürung senkrecht zur Erzeugnisoberfläche in der Güteklasse Z35 nach EN 10164 [3.3] zu verarbeiten. Die Kerbschlagarbeit nach EN 10045 [3.4] ist bei allen Erzeugnissen und Gütegruppen auch bei 0°C nachzuweisen.

Die stetig steigenden Anforderungen finden ihren Niederschlag in der Verwendung von immer höherfesten Werkstoffen. Sowohl für Guss- als auch Schmiedeteile, wie z. B für Rotorkörper oder Polendplatten sind die Grenzen längst erreicht, so dass heute die Herausforderungen für die Konstrukteure darin bestehen, Konstruktionskonzepte zu erarbeiten, die auf geringere Spannungsniveaus in den gefährdeten Bauteilbereichen abzielen.

Für geschweißte Komponenten werden vorwiegend unlegierte Baustähle nach EN 10025-2 [3.5], wie z.B. die Stähle S235J2 bis S355J2, verwendet.

Bei Konstruktionselementen mit Blechdicken größer 30 mm kommen auf speziellen Kundenwunsch normalgeglühte oder normalisierend gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle nach EN 10025-3 [3.6], wie z.B. die Stähle S275N bis S460N zum Einsatz. In ganz besonderen Fällen höchster Beanspruchung werden Bleche mit höherer Streckgrenze im vergüteten Zustand nach EN 10025-6 [3.7] wie z.B. die Stähle S550Q oder S690Q verschweißt.

Die mechanische Erprobung (z. B. Zug- und Kerbschlagbiegeversuche) der Bleche mit Wanddicken unter 30 mm erfolgt schmelzenweise entsprechend den einschlägigen Vorschriften. Bei Wanddicken ≥ 30 mm erfolgt die mechanische Erprobung walztafelweise.

Bleche für tragende Konstruktionen sind einer Ultraschall-Rasterprüfung nach EN 10160 [3.8] zu unterziehen. Insbesondere ist die Prüfung der Schweißkanten und der angrenzenden Bereiche vorzusehen.

Für die Fertigung und Prüfung von Schweißverbindungen bestehen ebenfalls detaillierte Forderungen:

- Die Ausführung der Schweißnähte muss mindestens den Anforderungen nach EN ISO 5817 [3.9] Bewertungsgruppe B entsprechen.
- Es müssen Schweißanweisungen nach EN ISO 15609-1 [3.10] vorliegen.
- Alle Schweißnähte und Schweißnahtübergänge müssen möglichst kerbfrei und prüffähig gestaltet werden. Alle Schweißnähte von dynamisch beanspruchten Bauteilen sind, soweit erforderlich, kerbfrei zu schleifen.

- Die Schweißkanten sind vorzugsweise in spanabhebender Bearbeitung herzustellen. Erfolgt die Bearbeitung durch Brennschneiden, so sind die Kanten in ausreichendem Maße zu überschleifen.
- Die Ausführung der Schweißnähte ist hinsichtlich ihrer Zugänglichkeit konstruktiv so zu gestalten, dass die zerstörungsfreien Schweißnahtprüfungen einwandfrei und uneingeschränkt durchgeführt werden können.
- Der Prüfumfang ist in Werkstofflisten bzw. Prüfplänen festzuhalten.
- Die Durchführung und Bewertung der zerstörungsfreien Prüfungen erfolgt gemäß RWHM, Pkt.3.4.
- Alle zerstörungsfreien Prüfungen müssen von einem Prüfpersonal durchgeführt werden, das nach EN 473 [3.11] bzw. ÖNORM M 3041 [3.12], ÖNORM M 3042-1 [3.13] und ÖNORM M 3042-2 [3.14] ausgebildet ist.
- Als Grundlage für eine einheitliche Vorgangsweise für die Durchführung von Verfahrensprüfungen dient die EN 15614-1 [3.15]. Einzelheiten, insbesondere über Prüfumfang, Prüfanforderungen und Geltungsbereich sind, je nach den Gegebenheiten von Fall zu Fall festzulegen.
- Für das Personal, das für Schweißarbeiten herangezogen wird, gelten die Normen EN 287-1 [3.16], EN 1418 [3.17] und EN ISO 3834 ff [3.18]. Das Schweißpersonal muss entsprechend diesen Normen ausgebildet sein und zwar für alle Schweißverfahren, Schweißpositionen und Blechdicken, die zur Anwendung kommen.

Zur Veranschaulichung der auftretenden Fliehkräfte in einem Rotor eines Pumpspeicherkraftwerkes modernster Bauart sei die nachstehende zusammenfassende Betrachtung (Abb. 3.1) für das Kraftwerk Wehr in Deutschland genannt [3.19].

Fliehkraftbetrachtung für den Rotor des Pumpspeicherkraftwerkes Wehr in Deutschland:

Masse eines Pols	---	10,8 t	Entspricht:1 Mercedes Linienbus	
------------------	-----	--------	---------------------------------	--

Fliehkraft	Drehzahl U/min	Fliehkraft kN	Entspricht	t x 10 ³
Fliehkraft eines Pols bei	Nenn Drehzahl	68 670	80 Taurus Lokomotiven	7
	Lastabwurf	176 580	50 voll beladene 747-Flugzeuge	18
	Durchgangsdrehzahl	223 668	10 Space Shuttle inkl. Trägerrakete	22,8

Fliehkraft aller 10 Pole inkl. Rotornabe (tatsächlich auftretende Fliehkraft)		2 187 630	1 Flugzeugträger Charles de Gaulle 2 Schlachtschiffe USS Wisconsin 5 Zerstörer HMS Liverpool 6 U-Boote HMS Astute	223
---	--	-----------	--	-----

Der Generator kann jedoch viel mehr - Sicherheitszuschlag (max. ertragbare Fliehkraft)		3 286 350	1 Flugzeugträger Charles de Gaulle 2 Schlachtschiffe USS Wisconsin 5 Zerstörer HMS Liverpool 6 U-Boote HMS Astute 10 Transportflugzeuge 100 Bomber 200 Panzer 500 Hubschrauber 7500 Kampffjets	335
--	--	-----------	--	-----

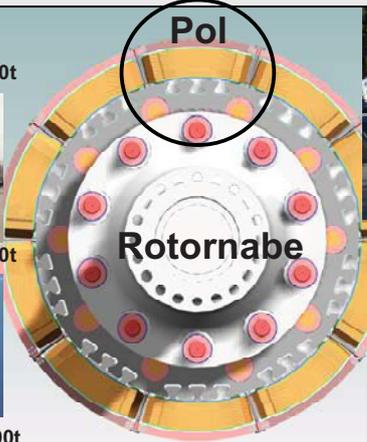
Optimierung der Rotornabe & Polbefestigung für neue Rotoren in WEHR

Fliehkraft eines Poles

bei Nenn Drehzahl ... 7.000t



80 Taurus Lokomotiven



Pol

Rotornabe



1 Mercedes Linienbus

bei Lastabwurf 18.000t



50 voll beladene 747



10 Space Shuttle inkl. Trägerraketen

Fliehkraft aller 10 Pole inkl. Rotornabe ...223.000t
K.Waller

Seite/Page 1



Abb. 3.1: Auftretende Fliehkraft im Rotor des Pumpspeicherkraftwerkes Wehr [3.19]

3.5 Metallkundliche Aspekte zur Einstellung der geforderten mechanischen Eigenschaften der in Frage kommenden Stähle

Wie unter Punkt 3.4 ausgeführt, werden für die Herstellung geschweißter Bauteile vorwiegend unlegierte, schweißgeeignete Baustähle nach EN 10025-2 [3.5] verwendet. Für die Auslegung und die Verarbeitung der einzelnen Bauteile sind die mechanischen Kennwerte (Festigkeits- und Zähigkeitswerte) sowie die Schweißeignung der Stähle von besonderem Interesse.

Durch verschiedene metallkundliche Maßnahmen können diese Forderungen im Zuge der Herstellung der Stähle erfüllt werden. In besonderen Anwendungsfällen werden Stähle mit höheren Anforderungen vor allem an die Streckgrenze unter Beibehaltung oder sogar Erhöhung der Zähigkeit eingesetzt. Die Methoden zur Erhöhung der Festigkeit von Stählen sind vielfältig. Welche dieser Maßnahmen im Einzelfall zur Erzielung der geforderten Gebrauchseigenschaften notwendig sind, hängt im Wesentlichen von Stahltyp und den technologischen Möglichkeiten ab:

Das Ziel aller festigkeitssteigernden Maßnahmen besteht darin, das Wandern von Versetzungen zu behindern. Die Bewegung der Versetzungen soll jedoch nur gehemmt werden, ohne eine vollständige Blockierung herbeizuführen, da dadurch die Zähigkeit bzw. das Formänderungsvermögen beeinträchtigt werden würde [3.21].

Zur Behinderung der Versetzungsbewegungen und somit zur Festigkeitssteigerung stehen prinzipiell vier Grundmechanismen zur Verfügung:

- die Mischkristallverfestigung
- die Kornfeinung
- die Ausscheidungshärtung
- die Erhöhung der Versetzungsdichte

Ausgangspunkt für den Einsatz dieser Mechanismen bei den in Frage kommenden Stählen ist, entsprechend dem niedrigen Kohlenstoffgehalt (< 0,20%), ein Gefüge aus Ferrit mit geringen Anteilen an Perlit. Durch diesen Gefügestand werden bereits im Walzzustand eine gewisse Festigkeit sowie gute Zähigkeit und Schweißbarkeit erreicht.

Zur Festigkeitssteigerung könnte man den Perlitanteil durch Steigerung des Kohlenstoffgehaltes erhöhen. Diese Maßnahme würde eine Zunahme der Festigkeit erbringen, jedoch die Zähigkeit und Schweißbarkeit vermindern.

Unter Wahrung der Forderung auch nach erhöhter Zähigkeit und guter Schweißbarkeit würden sich zur Festigkeitssteigerung die Mischkristallverfestigung durch Zugabe entsprechender Legierungselemente sowie die Kornfeinung, die im Wesentlichen durch metallurgische Maßnahmen erzielt wird, anbieten.

Bei noch höheren Anforderungen an die Festigkeit, insbesondere die Streckgrenze, kommen die Ausscheidungshärtung durch Einsatz von Mikrolegierungselementen und in weiterer Folge die Erhöhung der Versetzungsdichte durch Vergüten zum Einsatz.

Bei Anwendung der ersten drei genannten Mechanismen besteht das Grundgefüge weiterhin aus Ferrit und Perlit, wobei der Perlitanteil trotz zunehmender Streckgrenze mehr oder weniger abnimmt. Bei Anwendung des vierten Mechanismus liegt im Stahl ein Vergütungsgefüge vor.

Die üblicherweise verwendeten Stähle nach EN 10025-2 sind als Bleche in den Qualitäten S235 bis S355 erhältlich. Sie sind beruhigt (Siliziumgehalt max. 0,6%) bzw. voll beruhigt (Aluminiumgehalt min. 0,020%) vergossen und werden entweder in walzhartem oder normalgeglühtem Zustand ausgeliefert.

Ihre Gebrauchseigenschaften erhalten sie außerdem durch den Kohlenstoff, der zwischen 0,17 und 0,24 % liegt, und durch einen Mangangehalt von 1,4 bis 1,6 %. Auf diese Weise wird nicht mehr nur der Kohlenstoff zur Festigkeitssteigerung über die Erhöhung des Perlitanteils im Gefüge herangezogen. Vielmehr wird durch die damit verbundene Mischkristallverfestigung der Perlitanteil niedrig gehalten, wodurch höhere Zähigkeiten erzielt werden können.

Der Kohlenstoffgehalt kann dadurch mit Blick auf eine gute Schweißbarkeit im Bereich von unter 0,2 % gehalten werden, wodurch auch ein Kohlenstoffäquivalent (CEV) von unter 0,45% erreicht werden kann. Das Kohlenstoffäquivalent gilt in der Schweißtechnik als ein Maß zur Beurteilung der Schweißbarkeit von unlegierten und niedrig legierten Stählen. Dabei impliziert ein Wert des Kohlenstoffäquivalents von kleiner 0,45% eine gute Schweißbarkeit. Zur Ermittlung des Kohlenstoffäquivalents (CEV) dieser Stähle wird in der Normenreihe EN10025 die vom International Institute of Welding (IIW) empfohlene Formel herangezogen:

$$CEV = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \quad \text{Gl. 3.1}$$

Für besonders beanspruchte Bauteile werden schweißgeeignete Feinkornbaustähle nach EN 10025-3 [3.6] im normalgeglühten oder normalisierend gewalzten Zustand (z.B. S460N) bzw. nach EN 10025-6 [3.7] im vergüteten Zustand (z.B. S460Q) verwendet. Gegenüber den unlegierten, schweißgeeigneten Baustählen nach EN 10025-2 weisen die Feinkornbaustähle neben der guten Schweißbarkeit höhere Zähigkeitswerte bei tieferen Temperaturen auf. Diese Stähle werden grundsätzlich voll beruhigt vergossen und sind auch unter der Bezeichnung „mikrolegierte“ Stähle bekannt.

Als mikrolegiert bezeichnet man Stähle, denen man Legierungselemente wie Niob, Vanadium und/oder Titan in Gehalten von 0,01 bis 0,1 % zulegiert, um über die Bildung von Karbiden und Nitriden eine Kornfeinung (Ferritkorngröße ≥ 6) und damit eine hohe Festigkeit zu erzielen. Das Stickstoff abbindende Element Aluminium (min. 0,015%) trägt zusätzlich zu einer gewissen Feinkörnigkeit bei.

Die Ferritkorngröße wird z.B. nach den Normen EN ISO 643 [3.22] oder ASTM E112 [3.23] bestimmt. Darin werden verschiedene mikroskopische Verfahren zur Bestimmung der scheinbaren Ferrit- oder auch Austenitkorngröße beschrieben. Je größer die nach den verschiedenen Verfahren ermittelte Korngrößen-Kennzahl G ist, desto kleiner ist die Korngröße. Von Feinkornbaustählen spricht man, wenn ihre Korngrößen-Kennzahl G größer/gleich 6 ist. Dies entspricht einem mittleren Korndurchmesser von $\leq 0,0442$ mm.

Die Mikrolegierungselemente lösen sich teilweise bei Erwärmung auf Umformtemperatur auf. Diese bilden bei gezielter Abkühlung Karbide und Nitride, die im Ferrit und im Ferrit des Perlits fein verteilt sind. Die auf diese Art bewirkte Kornfeinung durch Ausscheidungshärtung steigert die Festigkeit, ohne die Zähigkeit herabzusetzen.

Schweißgeeignete Feinkornbaustähle hoher Zähigkeit mit ferritisch-perlitischem Gefüge sind nur bis zu einer Streckgrenze von etwa 500 MPa herzustellen (z.B. S460N nach EN 10025-3). Höhere Streckgrenzenwerte (bis etwa 1000 MPa) lassen sich, unter Einbeziehung hoher Zähigkeit und guter Schweißbarkeit, nur mit einem Vergütungsgefüge und ebenfalls entsprechender Zugabe von Mikrolegierungselementen, wie z.B. Niob, Vanadium, Titan und/oder Zirkon erreichen. Von den wasservergüteten Feinkornbaustählen nach EN 10025-6 [3.7] haben jene mit einer Mindeststreckgrenze von 550 MPa (z.B. S550Q) und 690 MPa (z.B. S690Q) die größte Bedeutung.

Weitere schweißgeeignete Feinkornbaustähle sind die thermomechanisch gewalzten Stähle nach EN 10025-4 [3.20]. Bei diesen Stählen erfolgt die Endumformung bei Temperaturen bei denen der Austenit nicht oder nicht wesentlich rekristallisiert, was durch die Mikrolegierungselemente wie Niob oder Titan, die die Rekristallisation verzögern, unterstützt wird [3.21]. In den platt gewalzten Austenitkörnern bilden sich nach dem Walzen im Zuge der Abkühlung extrem feine Ferritkörner. Der Ausscheidungsgrad der Mikrolegierungselemente und eine hohe Versetzungsdichte führen zu einer beträchtlichen Festigkeitssteigerung bei gleichzeitig hoher Zähigkeit.

Kennzeichnend für diese Stähle ist der besonders niedrige Kohlenstoffgehalt, der entsprechend den Normangaben im Bereich von 0,13-0,16% liegt. So hat z. B der thermomechanisch gewalzte Stahl S460M die gleiche Mindeststreckgrenze wie der normalgeglühte Stahl S460N, jedoch mit einem Kohlenstoffgehalt von nur 0,16% im Vergleich zu 0,20%.

Unabhängig von diesen Normangaben werden die Stähle in vielen Fällen bereits mit Kohlenstoffgehalten unter 0,1% hergestellt, was den Intentionen der schweißtechnischen Verarbeitung weiter entgegen kommt.

Voraussetzung für die Erzielung optimaler Werkstoffkennwerte durch das thermomechanische Walzen ist eine hoch entwickelte Walzwerkstechnologie und Prozesskontrolle, da neben einer geeigneten Abstimmung der chemischen Zusammensetzung die Steuerung zahlreicher Walzparameter (Erwärmungstemperatur, Umformgrade, Stichpläne, Walzendtemperatur, etc.) einen entscheidenden Einfluss auf das Ergebnis ausübt [3.21].

Bei der Verarbeitung thermomechanisch gewalzter Stähle ist besonders zu beachten, dass durch eine Warmformgebung bzw. Wärmebehandlung bei Temperaturen über 580°C die Festigkeitseigenschaften verloren gehen können. Bei hoch belasteten, schwingend beanspruchten Bauteilen wird nach dem Schweißen immer ein Spannungsarmglühen durchgeführt. Hierbei ist besondere Vorsicht geboten, da die Glühtemperaturen meist im Bereich von 550-580°C liegen. Diese Einschränkung ist auch der Grund, warum diese Stähle in vielen Fällen nicht zum Einsatz gelangen.

3.6. Literatur zu Kapitel 3

- [3.1] Vereinigung deutscher Elektrizitätswerke - VDEW. Hinweise zu Instandhaltungsmaßnahmen von rotierenden elektrischen Maschinen in Wasserkraftanlagen. Ausgabe 26.07.1999
- [3.2] Richtlinien für Werkstoffe in hydraulischen Maschinen. Verband der Elektrizitätsunternehmen Österreichs. Ausgabe 2006
- [3.3] EN 10164 Stahlerzeugnisse mit verbesserten Verformungseigenschaften senkrecht zur Erzeugnisoberfläche - Technische Lieferbedingungen; Deutsche Fassung EN 10164:2004
- [3.4] EN 10045: Metallische Werkstoffe; Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy; Teil 1: Prüfverfahren
- [3.5] EN 10025-2: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle.
- [3.6] EN 10025-3: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 3: Technische Lieferbedingungen für normalgeglühte/normalisierend gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle
- [3.7] EN 10025-6: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 3: Technische Lieferbedingungen für Flacherzeugnisse aus Stählen mit höherer Streckgrenze im vergüteten Zustand
- [3.8] EN 10160: Ultraschallprüfung von Flacherzeugnissen aus Stahl mit einer Dicke größer oder gleich 6 mm
- [3.9] EN ISO 5817: Schweißen - Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten (ISO 5817:2003 + Cor. 1:2006); Deutsche Fassung EN ISO 5817:2003 + AC:2006
- [3.10] EN ISO 15609-1: Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe - Schweißanweisung - Teil 1: Lichtbogenschweißen (ISO 15609-1:2004) (Ersatz für EN 288-2)
- [3.11] EN 473: Qualifizierung und Zertifizierung von Personal der zerstörungsfreien Prüfung - Allgemeine Grundlagen

- [3.12] ÖNORM M 3041: Ausbildung von Personal der zerstörungsfreien Prüfung
- [3.13] ÖNORM M 3042-1: Qualifizierung und Zertifizierung von Personal der zerstörungsfreien Prüfung - Teil 1: Qualifizierungsprüfung in den Stufen 1 bis 3
- [3.14] ÖNORM M 3042-2: Qualifizierung und Zertifizierung von Personal der zerstörungsfreien Prüfung - Teil 2: Sektoren und Prüferautorisierung
- [3.15] EN 15614-1: Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe - Lichtbogen- und Gasschweißen von Stählen und Lichtbogenschweißen von Nickel und Nickellegierungen (Ersatz für EN 288-3)
- [3.16] EN 287-1: Prüfung von Schweißern - Schmelzschweißen - Teil 1: Stähle; Deutsche Fassung EN 287-1:2004 + A2:2006
- [3.17] EN 1418: Schweißpersonal – Prüfung von Bedienern von Schweißeinrichtungen zum Schmelzschweißen und von Einrichtern für das Widerstandsschweißen für vollmechanisches und automatisches Schweißen von metallischen Werkstoffen
- [3.18] EN ISO 3834: Qualitätsanforderungen für das Schmelzschweißen von metallischen Werkstoffen
- [3.19] Berechnungsunterlagen / Andritz-Hydro, Juni 2010
- [3.20] EN 10025-4: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 4: Technische Lieferbedingungen für thermomechanisch gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle
- [3.21] Werkstoffkunde Stahl, Band 2: Anwendung, Springer-Verlag, Verlag Stahleisen mbH Düsseldorf
- [3.22] EN ISO 643: Stahl - Mikrophotographische Bestimmung der scheinbaren Korngröße
- [3.23] ASTM E112: Standard test methods for determining average grain size

4.0 Schäden an den Magneträdern (Rotoren) des Donaukraftwerkes Altenwörth

Wie bereits in Kapitel 1 festgehalten wurde, waren die Schäden an den Magneträdern des Donaukraftwerkes Altenwörth ausschlaggebend für die vorliegende Arbeit. In diesem Abschnitt soll ein kurzer Überblick über das Ausmaß dieser Schäden und über die durchgeführten Abhilfemaßnahmen gegeben werden.

In den Jahren 1973 bis 1976 wurden im Auftrag der Österreichischen Donaukraftwerke AG von der Elin-Union AG (heute: Andritz Hydro GmbH) 9 Generatoren (Kaplan-Rohrturbinen) mit diversem Zubehör für das Donaukraftwerk Altenwörth (Abb. 4.1) mit einer Nennleistung je Generator von etwa 38 Megawatt (je nach Maschinensatz leicht differierend) errichtet [4.1].



Abb. 4.1: Donaukraftwerk Altenwörth [4.2]

Alle 9 Generatoren wurden im Werk Weiz der Elin-Union AG (heute Andritz Hydro GmbH) berechnet, konstruiert (Speichenkonstruktion) und gefertigt. Aufgrund der Größe musste jedoch die komplette Schweißkonstruktion der Magneträder an die Voest-Alpine AG in Linz vergeben werden.

Im Zuge von Montagearbeiten am Maschinensatz 2 wurden bei einer routinemäßig durchgeführten optischen Überprüfung Risse im Bereich der Schweißkonstruktion des Magnetrades festgestellt.

Daraufhin wurde die Überprüfung auf alle bis zu diesem Zeitpunkt bereits in Betrieb befindlichen Generatoren ausgeweitet. Bei dieser Überprüfung zeigte sich, dass auch ein maßgeblicher Teil der anderen Generatoren ähnliche Risse aufwies. Die folgende Schadensbeschreibung ist einem Bericht der Elin-Union AG (heute. Andritz Hydro GmbH) aus dem Jahre 1976 entnommen [4.1].

Die Generatoren 1, 2, 4, 5 und 6 wurden sofort außer Betrieb gesetzt, die Leistung der restlichen in Betrieb gehaltenen Generatoren wurde vorsorglich auf 30 MW reduziert.

In weiterer Folge wurde eine genaue Rissprüfung nach dem magnetischen Streuflussverfahren und der Eindringmittelprüfung verfügt sowie Vorbereitungen zur Messung der mechanischen Beanspruchungen an der Rotorkonstruktion getroffen.

4.1. Rissprüfungen / Schadenbild

Die Anrisse in den Speichenebenen nehmen fast zur Gänze ihren Ausgang am wellennahen Ring in der der Drehrichtung voreilenden Armbeuge und am peripheren Ring in der nachlaufenden Beuge, somit bei theoretischer Konzentration auf eine einzige Speiche also diagonal gegenüber (Abb. 4.2).

Die Risse verlaufen demnach durchwegs aus der Schweißnaht in das Grundmaterial und durchsetzen dessen volle Wandstärke (Abb. 4.3). Das Bruchbild zeigt keine Einschnürungen und lässt eine feingefügte matte Oberflächenstruktur erkennen.

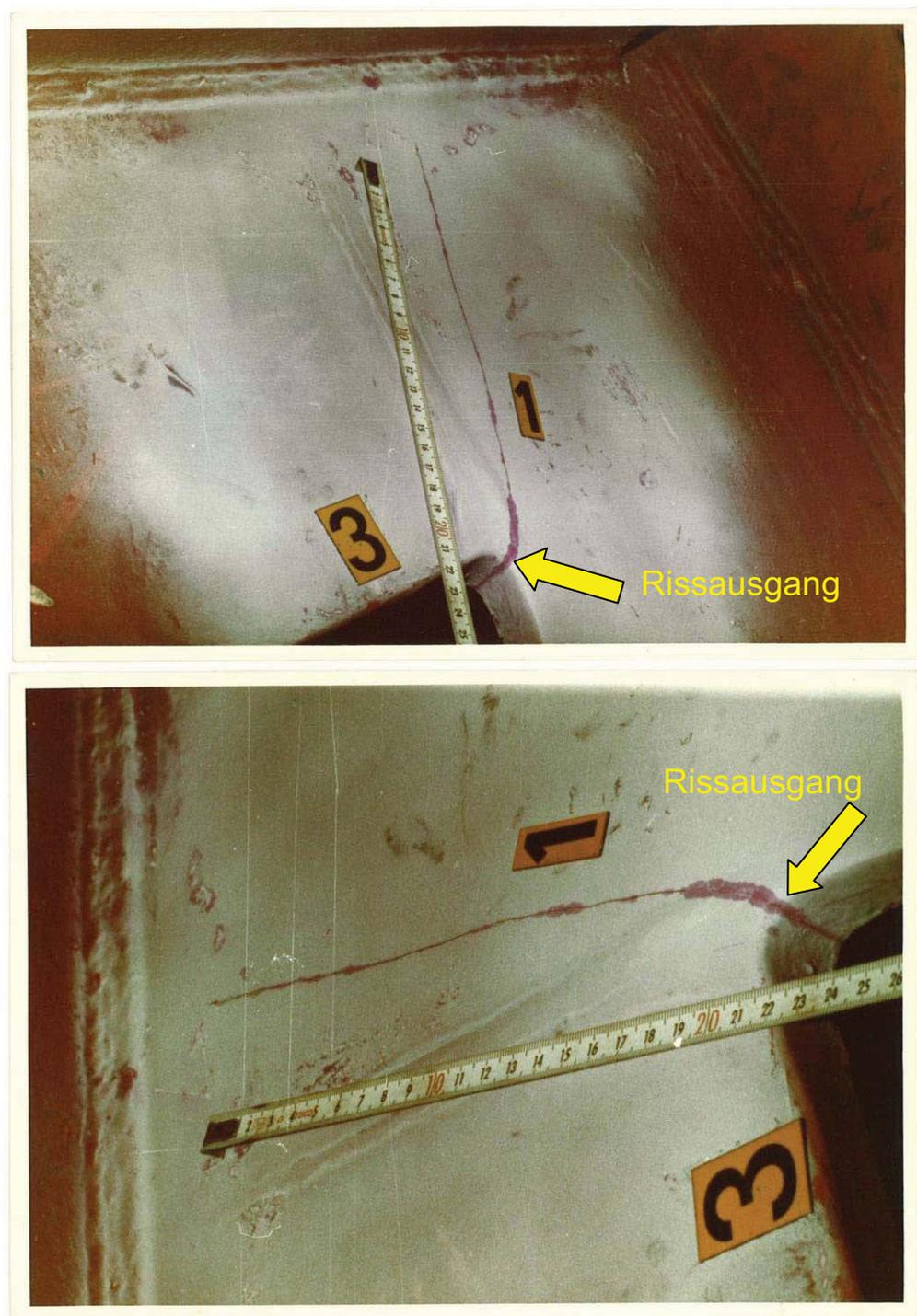
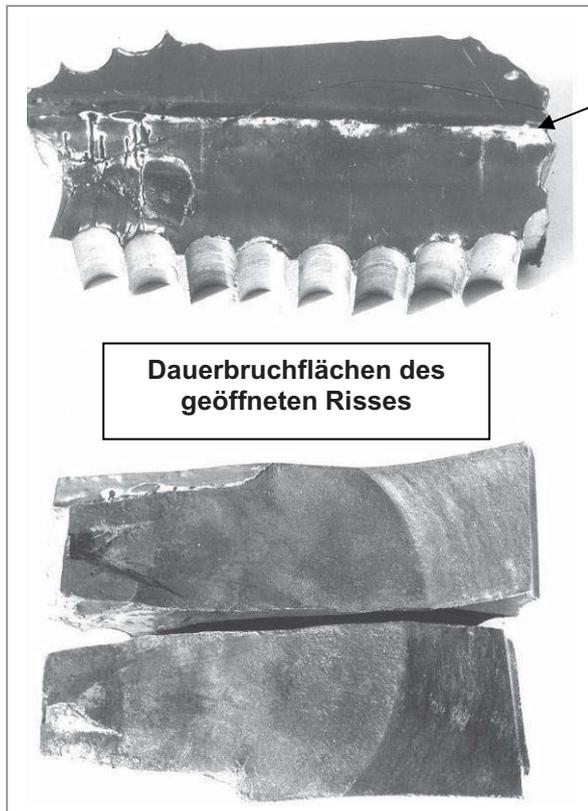


Abb. 4.3: Magnetrad (Rotor) von Generator 1, Arm 3 / Riss ausgehend von der Schweißnaht [4.1]

In den Abb. 4.4 und 4.5 sind die aus den rissbehafteten Bereichen durch Abbohren gewonnenen Probestücke mit Rissverlauf und den zu den jeweiligen Rissen gehörenden Dauerbruchflächen dargestellt.



Rissverlauf

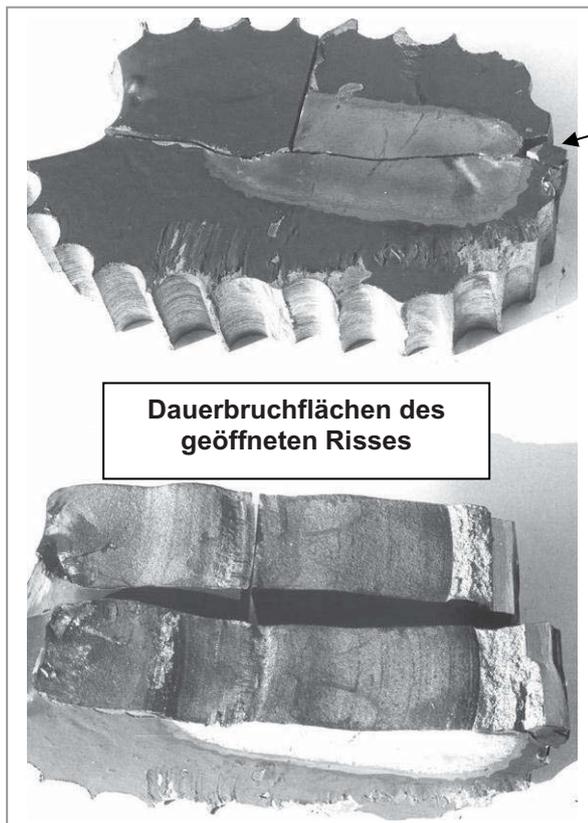
Abb. 4.4:

Generator 4.

Rissverlauf und Bruchfläche.

Lücke zwischen Arm 2 - 3.

(Mittlebene) [4.1].



Rissverlauf

Abb. 4.5:

Generator 4.

Rissverlauf und Bruchfläche.

Lücke zwischen Arm 2 - 3.

(Bürsten-Seite) [4.1].

Nach Ausmaß der Schäden wurden die Generatoren in drei Kategorien eingeteilt [4.1]:

- (a) Generatoren, die keine oder nur geringfügige Schäden aufwiesen (Gen. 3, 7, 8 und 9), so dass eine Sanierung im eingebauten Zustand in Erwägung gezogen werden konnte.
- (b) Generatoren mit relativ geringen Schäden (Gen. 1 und 6), die nach einer Zwischensanierung (ohne Rotorausbau) über mindestens 6 Monate mit verminderter Leistung betrieben und später einer Endsanierung unterzogen werden konnten.
- (c) Generatoren, die erst wieder nach einer vollkommenen Sanierung nach Ersatz der Speichen- durch eine Scheibenkonstruktion (Abb. 4.6) [4.3] in Betrieb genommen werden konnten (Gen. 2, 4 und 5).

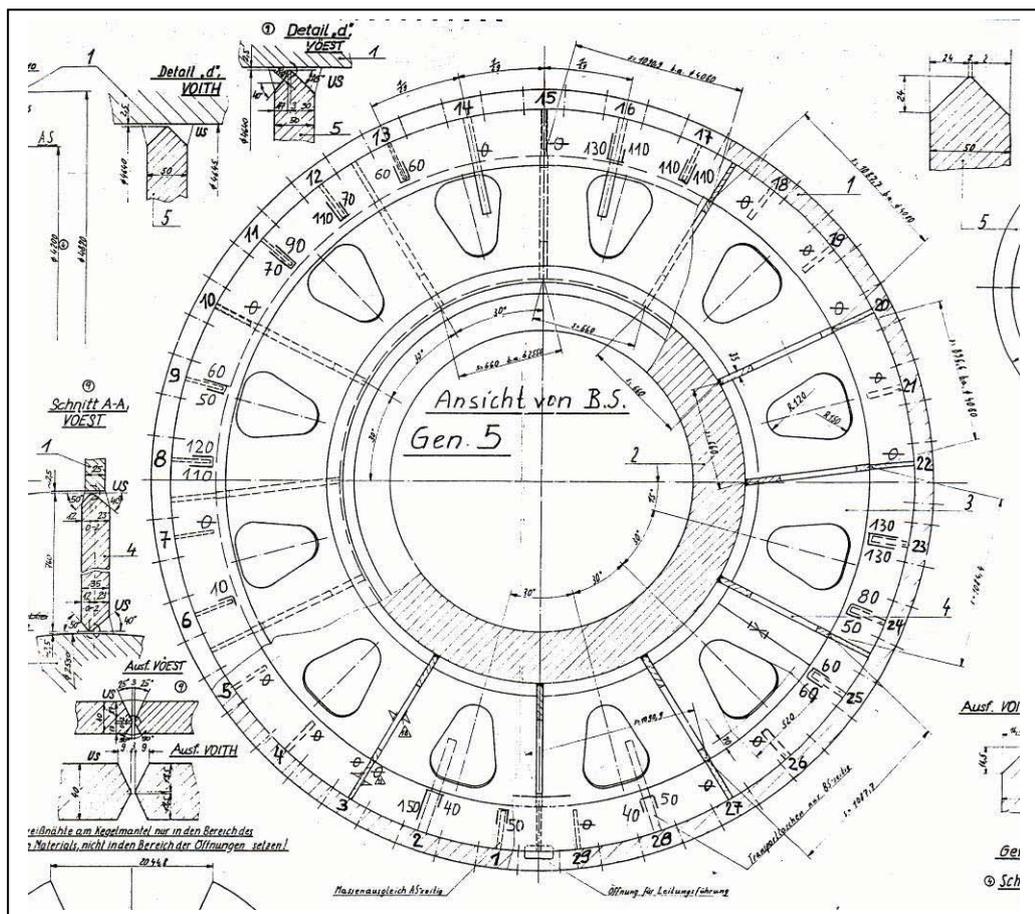


Abb. 4.6: Magnetrad-Scheibenkonstruktion als Ersatz der Speichenkonstruktion aus Abb. 4.2 [4.3]

4.2 Messung der mechanischen Beanspruchungen

Die Messungen wurden von Elin-Union AG (Heute Andritz Hydro GmbH) im Einvernehmen mit der Österreichischen Donaukraftwerke AG und den von dieser beauftragten Sachverständigen durchgeführt. Seitens Elin-Union wurden zur Unterstützung verschiedene Institute hinzugezogen.

Die Messergebnisse wurden Computer-unterstützten Finite-Elemente Berechnungen und schlussendlich den ursprünglichen Berechnungen gegenübergestellt. Der Ablauf der Untersuchungen wurde wie folgt festgelegt [4.1]:

- (a) Messungen der Schwingungen in der Generatorkuppel und der Axialbewegungen des Rotors.
- (b) Dehnungsmessungen am laufenden Rotor mittels Dehnmessstreifen.
- (c) Temperaturunterschiede und dadurch bewirkte Spannungen.
- (d) Computerkontrolle mit finiten Elementen.
- (e) Gegenüberstellung der Messergebnisse und Finite-Element Berechnungen mit der ursprünglichen Berechnung.

4.3 Schadenursache

Die Ergebnisse aus den Rissprüfungen und Messungen der mechanischen Beanspruchungen führten bezüglich der Schadenursache zu nachstehenden Schlussfolgerungen, wobei das ungünstige Zusammenwirken von drei Komponenten als eigentliche Schadenursache angesehen wurde [4.1]:

- (a) Der der Berechnung zugrunde gelegte Temperatenausgleich zwischen den peripheren und wellennahen Ringen ist nicht im erwarteten Ausmaß eingetreten, was zu einer maßgeblichen Erhöhung der Mittelspannung führte.

- (b) Es treten überlagerte Schwellbeanspruchungen auf, die durch das Bruchbild bestätigt werden, wenngleich die Messung den Schwellwert als einen nur relativ kleinen Anteil der Gesamtbeanspruchung ausweist.
- (c) Der an den maximal beanspruchten Stellen der Armbeugen in der Speichenkonstruktion auftretende Formfaktor liegt – wie aus dem Vergleich mit der Messung und der Aussage aus dem zur Verfügung stehenden Computer-Programm folgerbar war – höher als in der Rechnung eingesetzt.

4.4 Schadenbehebung

Aus den gewonnenen Erkenntnissen wurden für die zu treffenden Sanierungsmaßnahmen folgende Komponenten in Betracht gezogen [4.1]:

- (a) Fliehkraft,
- (b) Moment zufolge Leistungsübertragung,
- (c) Temperaturunterschiede zufolge örtlicher Aufwärmung,
- (d) pulsierende Zusatzbeanspruchung im Hinblick auf die Dauerfestigkeit im Schwellbereich der in den Kerbstellen liegenden Schweißnähte.

Die zu treffenden Abhilfemaßnahmen konzentrierten sich daher auf die Herabsetzung der unter a) bis d) genannten Faktoren entsprechend nachstehender Reihenfolge [4.1]:

- Entlastungskerbten an den Speichen
- Nabenheizung zur Angleichung der dort herrschenden Temperatur an die Temperatur des Jochringes.
- Verstärkung der Speicherkonstruktion durch Einbau von Zwischenplatten.

- Messung zur endgültigen Beurteilung der unter (a) bis (c) genannten Maßnahmen.
- Scheibenrad als völliger Ersatz der Speichenkonstruktion durch Ringscheiben.
- Rechnerische Kontrolle der Sanierungsmaßnahmen über Computer-Programm.

4.5 Literatur zu Kapitel 4

- [4.1] Bericht der Elin Union AG „BE“ Km/H vom 20.11.1976
- [4.2] Die Kraftwerke an der Österreichischen Donau. Verbund - Austrian Hydro Power AG
- [4.3] Elin-Zeichnung Nr.5 802 847

5.0 Untersuchungen zum Werkstoffverhalten bei schwingender Beanspruchung mit Überschwingungen kleiner Amplituden

5.1 Einleitung

Wie in Kapitel 4 beschrieben, waren die Schäden an den Magneträdern des Donaukraftwerkes Altenwörth ausschlaggebend für die vorliegende Arbeit. Als eine der wesentlichen Ursachen für das Auftreten der Risse im Polrad wurden überlagerte Schwellbeanspruchungen festgestellt [5.1].

Diese Schäden wurden zum Anlass für Untersuchungen genommen, um das Schwingfestigkeitsverhalten im Bereich der Kurzzeitfestigkeit zu studieren. Im Hinblick auf die festgestellten Schäden war der Einfluss einer Schwingungsüberlagerung höherer Frequenz und kleinen Amplituden von besonderem Interesse.

Die Durchführung erfolgte am Institut für Forschung und Entwicklung der Voest-Alpine in Leoben. Aus diesen Versuchen resultierten zwei Diplomarbeiten am Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung [5.2], [5.3]. Die wissenschaftliche Betreuung wurde durch Herrn Prof. Karl Maurer sichergestellt. Die intensive technische und auch wissenschaftliche Betreuung unter Einbringung wesentlicher Elemente aus dem praktischen Betrieb hydraulischer Maschinen (Generatoren und Turbinen) wurde vom Verfasser der vorliegenden Arbeit wahrgenommen.

Nachfolgend werden jene wesentlichen Inhalte und Erkenntnisse aus den beiden Diplomarbeiten [5.2] und [5.3] wiedergegeben, die für die weiteren Betrachtungen der vorliegenden Arbeit von Wichtigkeit sind.

5.2 Grundlagen zum Verhalten von Werkstoffen bei schwingender Belastung

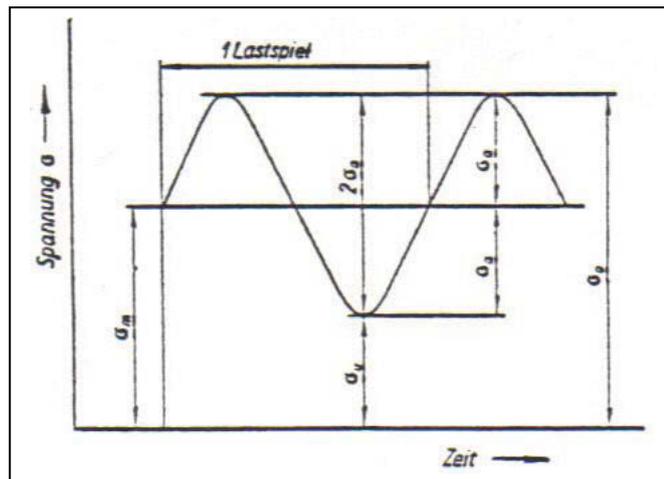
Metallische Werkstoffe können durch periodisch aufgebrachte Spannungen oder Dehnungen nach einer bestimmten Anzahl von Lastwechseln zu Bruch gehen. Man spricht dann von der Ermüdung dieser Werkstoffe, wobei man darunter die Schädigung durch Risskeimbildung und Rissausbreitung bis zum endgültigen Versagen versteht.

Die ersten Untersuchungen zur Ermittlung des Dauerschwingverhaltens eines Werkstoffes führte in der Mitte des vorigen Jahrhunderts August Wöhler durch [5.4], [5.5], [5.6].

Im Wöhlerversuch werden nacheinander mehrere Proben einer gleich bleibenden schwingenden Beanspruchung solange unterworfen, bis der Bruch eintritt. Die Proben sollen dabei nach z.B. Werkstoff, Gestalt und Bearbeitung völlig gleichwertig sein.

Die Anzahl der Lastspiele bis zum Versagen heißt Bruchlastspielzahl N . Wird diese Belastung während der Prüfung nicht geändert, so bezeichnet man diese Art der Versuchsführung als Einstufen-Schwingversuch.

Im Wöhlerversuch wird daher jeder beliebigen Bruchlastspielzahl ein bestimmter Schwingfestigkeitswert zugeordnet, wobei aber gleichzeitig zur Oberspannung σ_o noch ein Wert der Unterspannung σ_u , der Mittelspannung σ_m oder des Spannungsverhältnisses R angegeben werden muss. In Abb. 5.1 ist ein schematisches Spannungs-Zeit-Schaubild mit allen erforderlichen Parametern dargestellt. Die Bedeutung des Wöhlerversuches liegt hauptsächlich in der Ermittlung der Dauerfestigkeit bzw. der Zeitfestigkeit von Werkstoffen und in der Aufnahme von Wöhlerlinien als Grundlage für Schadensakkumulationen.



σ_m Mittelspannung: $\sigma_m = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2}$

σ_u Unterspannung: kleinster Wert der Spannung je Lastspiel

σ_o Oberspannung: größter Wert der Spannung je Lastspiel

σ_a Spannungsausschlag: $\sigma_a = \pm \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2}$

$2 \cdot \sigma_a$... Schwingbreite der Spannung: $2 \cdot \sigma_a = \sigma_o - \sigma_u$

$\frac{\sigma_u}{\sigma_o} = R$ Verhältnis von Unter- zu Oberspannung (Spannungsverhältnis)

Abb. 5.1: Schematisches Spannungs-Zeit-Schaubild beim Schwingversuch nach [5.5]

Etwa 90% der auftretenden Brüche an Maschinen sind Ermüdungsschäden. Ein wesentlicher Teil solcher Schäden entsteht durch Kurzzeitermüdung oder Low Cycle Fatigue (LCF).

Als LCF bezeichnet man die Beanspruchung, die nach 10^3 bis $5 \cdot 10^4$ Lastspielen zum Bruch führt (Abb. 5.2). Es kommt dabei zu starken örtlichen inelastischen Wechselverformungen, die relativ rasch ein Versagen des Werkstückes hervorrufen [4.4].

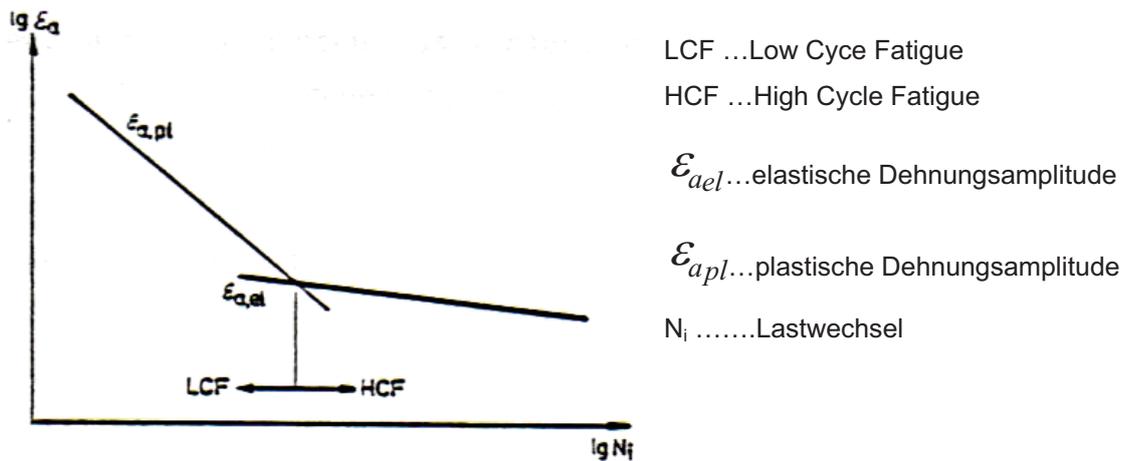


Abb. 5.2: Zusammenhang zwischen der plastischen bzw. der elastischen Dehnungsamplitude und der Anzahl der Lastwechsel [5.12]

Ermüdungsrisse beginnen fast immer an der Oberfläche von Werkstücken. Somit hat die Beschaffenheit der Oberfläche bzw. deren Vorbehandlung einen entscheidenden Einfluss auf die Lebensdauer von Werkstücken.

Das typische Aussehen eines Ermüdungsbruches bei makroskopischer Betrachtung ist in Abbildung 5.3 zu sehen:

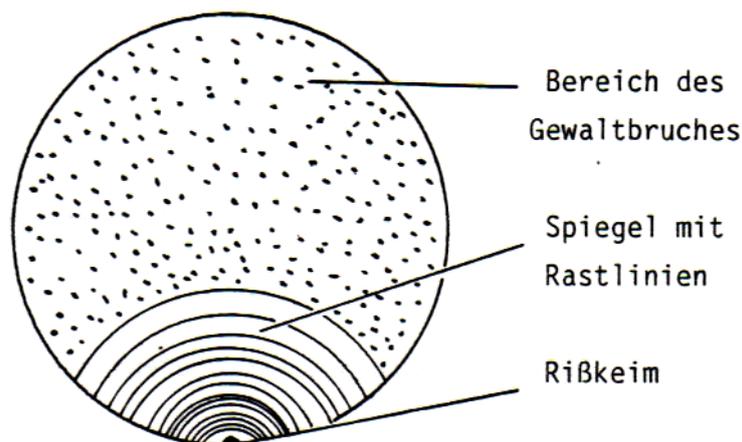


Abb. 5.3: Bruchfläche bei Ermüdung [5.15]

Besonders auffallend an Ermüdungsbrüchen ist ein Bereich von häufig konzentrischen Ringen, den so genannten Rastlinien, die um den Risskeim angeordnet sind [5.15].

Diese entstehen durch die von der zyklischen Belastung erzwungene periodische Verformung auf der Bruchoberfläche, wobei durch verringerte Amplituden und damit geringeren Rissfortschritt eine unterschiedliche Oxidation der Bruchstruktur bewirkt wird. Es können aber auch Stillstände des Rissfortschrittes (zum Beispiel durch Abstellen der Maschine) oder kleine Amplituden zu Rastlinien führen.

Rastlinien sind im allgemeinen mit freiem Auge sichtbar, nur die zwischen den Rastlinien liegenden Schwingungsstreifen (striations), die den Rissfortschritt pro Lastwechsel angeben, sind so fein, dass man diese nur mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops (REM) erkennen kann. Im Fall von spröden Werkstoffen sind die Schwingungsstreifen sehr schlecht oder überhaupt nicht ausgebildet, da die plastische Verformung für deren Entstehung nicht ausreicht. Der Bereich, in dem Rastlinien vorliegen, wird wegen seines glänzenden Aussehens auch Spiegel genannt [5.8].

Wenn nun der Restquerschnitt zu gering wird, um die auftretende Belastung ertragen zu können, erfolgt der katastrophale Restbruch (Gewaltbruch), der dieser Fläche das typisch körnige Aussehen verleiht.

Von diesen Beobachtungen ausgehend, kann man ein Versagen unter schwingender Beanspruchung durch das Zusammenwirken von vier zeitlich aneinander anschließenden Teilprozessen erklären:

- Schädigung des Werkstoffes durch schwingende Beanspruchung
- Rissentstehung
- Rissausbreitung
- Katastrophaler Bruch

5.3 Schädigungsmechanismen

Die gesamte Lebensdauer bis zum Bruch N_B setzt sich zusammen aus der Anrisslebensdauer N_I , die für die Bildung eines Risses aufgewendet wird, und aus der Lebensdauer N_p für den Rissfortschritt.

$$N_B = N_I + N_p$$

N_B ... Lebensdauer bis zum Bruch
 N_I ... Anrisslebensdauer
 N_p ... Lebensdauer für den Rissfortschritt

Gl.5.1

Das Verhältnis N_I/N_B schwankt für ein bestimmtes Material und einen bestimmten Oberflächenzustand nur statistisch bedingt in einem kleinen Bereich [5.12], [5.37]. Bei weichen Materialien ist der Anteil von N_I im Bezug auf N_B geringer als bei harten Werkstoffen, da in weichen Materialien infolge der stärkeren Plastifizierung früher ein Anriss entsteht, dieser aber nicht so rasch wächst [5.23], [5.37].

Wird ein Werkstück durch wiederholtes Anlegen einer Spannung bzw. einer vorgegebenen Dehnung belastet, so sind folgende Versuchsführungen zu unterscheiden [5.4]:

- Spannungsgesteuerte Versuchsführung
die angelegte Spannung ($\Delta\sigma$) bleibt konstant
- Dehnungsgesteuerte Versuchsführung
die angelegte Dehnung ($\Delta\varepsilon$) bleibt konstant
Bei der dehnungsgesteuerten Versuchsführung wird noch zwischen einer Gesamtdehnungssteuerung ($\Delta\varepsilon_a$) und einer plastischen Dehnungssteuerung ($\Delta\varepsilon_{pl}$) unterschieden.

Bei den spannungsgesteuerten Versuchen ergibt die Basquin'sche Beziehung

$$\sigma_a = \sigma_o \cdot (2 \cdot N_f)^b$$

σ_a ... Spannungsamplitude
 σ_o ... Ermüdungsfestigkeitskoeffizient
 N_f ... Bruchlastspielzahl
 b ... Ermüdungsfestigkeitsexponent

Gl. 5.2

einen brauchbaren Zusammenhang, der Ermüdungsfestigkeitsexponent b liegt in einem Bereich $-0,12 \leq b \leq -0,05$ [5.26].

Für dehnungsgesteuerte Versuche mit großem plastischem Dehnungsanteil ist die Manson-Coffin-Beziehung üblich:

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_o \cdot (2 \cdot N_f)^c \quad \text{Gl. 5.3}$$

ε_{pl} ... plastischer Dehnungsanteil
 ε_o ... Ermüdungsdehnungskoeffizient
 N_f ... Bruchlastspielzahl
 c ... Ermüdungsfestigkeitsexponent

Analog zu σ_o wird ε_o als Ermüdungsdehnungskoeffizient und c als Ermüdungsdehnungsexponent bezeichnet ($-0,7 \leq c \leq -0,5$).

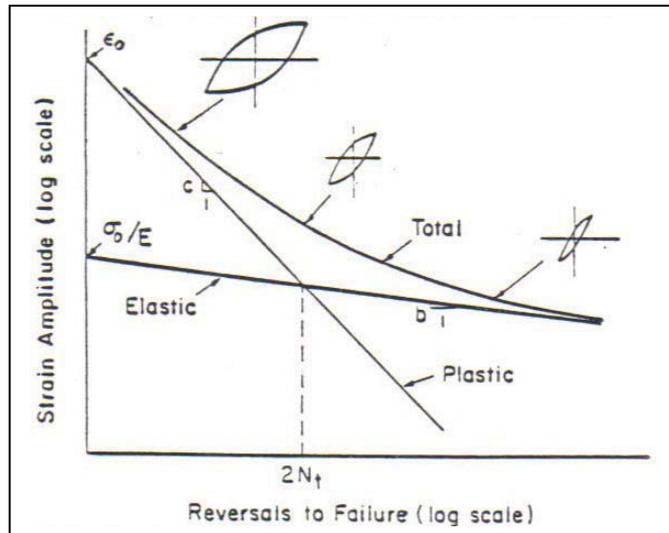


Abb. 5.4: Beziehung von elastischer, plastischer und totaler Dehnung zur Bruchlastspielzahl [5.26]

Da die Gesamtdehnung ε_a in einen elastischen ε_{el} und einen plastischen ε_{pl} Anteil aufgespalten werden kann,

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{el} \quad \text{Gl. 5.4}$$

ε_a ... Gesamtdehnung
 ε_{pl} ... plastischer Dehnungsanteil
 ε_{el} ... elastischer Dehnungsanteil

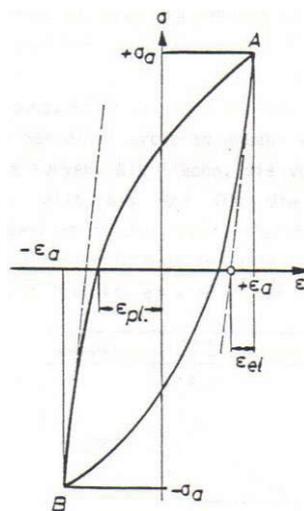
lassen sich die Gleichungen von Basquin und Manson-Coffin in folgender Form darstellen:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_o}{E} \cdot (2 \cdot N_f)^b + \varepsilon_o \cdot (2 \cdot N_f)^c \quad \text{E ... Elastizitätsmodul} \quad \text{Gl. 5.5}$$

Bei doppeltlogarithmischer Auftragung erhält man zwei Gerade, eine für die plastische und eine für die elastische Dehnung (Abb. 5.4).

Da der Werkstoff seine Festigkeit im Allgemeinen schon nach wenigen Belastungszyklen ändert, ist die Unterscheidung in spannungs- und dehnungsgesteuerte Versuchsführung sehr wichtig.

Es treten, bereits vom ersten Lastwechsel an, strukturmechanische Veränderungen auf, die zu einer Veränderung der mechanischen Werkstoffeigenschaften führen. Die am häufigsten angewandte Messmethode, diese Prozesse zu erfassen, ist die Aufzeichnung der Hysteresisschleife (Abb. 5.5). Dabei misst man die an der Probe auftretende Spannung und die zugehörige Dehnung ε_a oder ε_{pl} während eines Belastungszyklus [5.8].



- $\pm \sigma_a$... Spannungsamplitude
- ε_a Gesamtdehnungsamplitude
- ε_{pl} plastischer Dehnungsanteil
- ε_{el} elastischer Dehnungsanteil

Abb. 5.5: Kenngrößen einer Hysteresisschleife [5.4]

Innerhalb der ersten Lastwechsel sind die Hysteresisschleifen nicht geschlossen, da im Werkstoff Verfestigungs- oder Entfestigungsvorgänge ablaufen. Bei konstanter Spannung wird bei Entfestigung die Hysteresisschleife breiter, bei Verfestigung schmaler (Abb. 5.6).

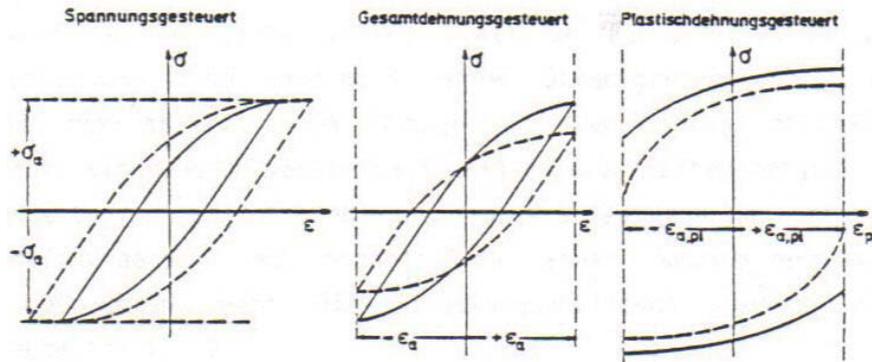


Abb. 5.6: Versuchführungen [5.4]

Bei konstant gehaltener Gesamtdehnung nimmt bei Entfestigung die Spannung ab bzw. die Dehnung zu.

Bei konstant gehaltener plastischer Dehnung bewirkt eine Änderung des Werkstoffverhaltens eine Änderung der an der Probe auftretenden Spannungsamplitude und eine Änderung der Breite der Hysteresisschleife.

Erst bei einer größeren Anzahl von Belastungszyklen stabilisieren sich diese Kurven. Die Fläche, die von einer Hysteresisschleife umschlossen wird, gilt als Maß für die während eines Lastwechsels in der Volumeneinheit der Probe geleisteten Arbeit. Sie setzt sich zum einen Teil durch Verformung in Wärme um, die Schwingung wird gedämpft und zum anderen Teil ist es eine in der Probe gespeicherte innere Energie [5.4].

Man erhält im Allgemeinen einen monoton entfestigenden Verlauf der Kurve, wenn der Werkstoff vorher plastisch verformt wurde und die Beanspruchungsamplitude unterhalb seiner Streckgrenze liegt, während sich bei rekristallisiertem Gefüge und Amplituden oberhalb der Streckgrenze ein monoton wechselfestigendes Verhalten zeigt.

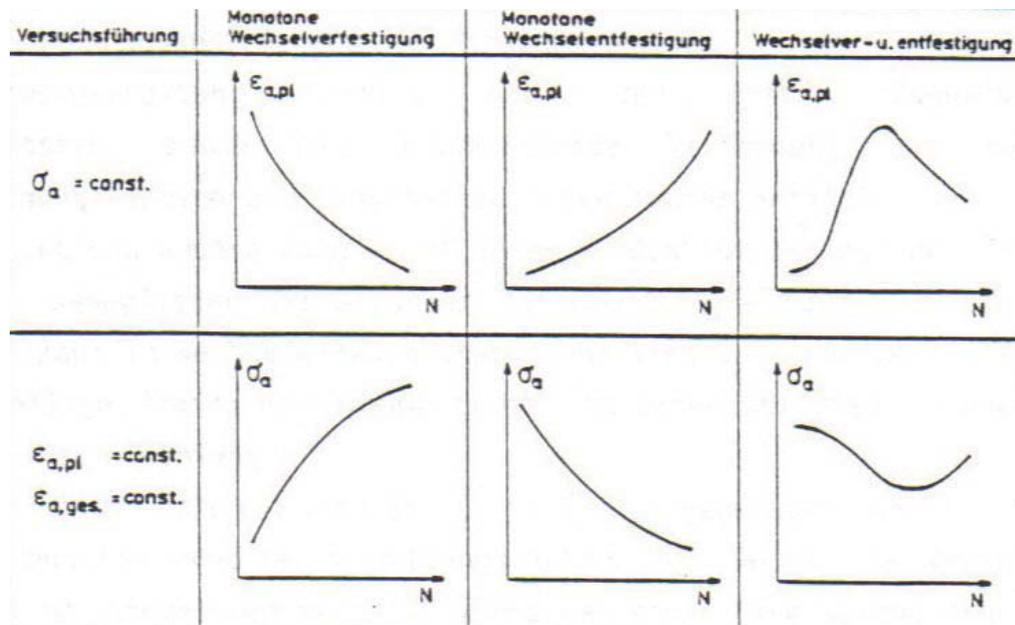


Abb. 5.7: Charakteristische Wechselverformungskurven [5.4]

Bei unlegierten Kohlenstoffstählen und Baustählen kann man öfters einen wechselentfestigenden und anschließend einen wechselverfestigenden Verlauf beobachten, wenn die Belastungsamplitude kleiner als die Streckgrenze ist [5.4] (Abb. 5.7).

5.3.1 Strukturmechanische Veränderungen

Eine Vielzahl von Untersuchungen an kubisch-flächenzentrierten reinen Metallen, sowie an kubisch-raumzentrierten Eisen hat ergeben, dass die bei einer Wechselverformung beobachteten Fehlstellenstrukturen hauptsächlich von der Beanspruchungsamplitude abhängen [5.8].

Ist die Spannungsamplitude größer als die Streckgrenze bei einem normalisierten, unlegierten Kohlenstoffstahl, so tritt während des ersten Viertels des ersten Lastwechsels nach Überschreiten der oberen Streckgrenze plastische Deformation auf [5.4]. Diese erfolgt in der Regel bei geglühten Stählen mit niedrigen Kohlenstoffgehalten (bis 0,3% C) durch die Ausbreitung eines Lüdersbandes [5.9].

Die Bildung und Ausbreitung eines Lüdersbandes ist eng mit der Erzeugung von frei beweglichen Versetzungen verknüpft, die mit steigender Lastspielzahl in Wechselwirkung treten und sich zu einer bestimmten für die jeweilige Beanspruchungsamplitude charakteristischen Versetzungsanordnung zusammenlagern.

Nach dem ersten halben Lastwechsel liegt eine gegenüber dem unverformten Gefüge deutlich erhöhte Versetzungsdichte vor, wobei die Versetzungen regellos im Kornvolumen verteilt vorhanden sind. Eine solche statistisch regellose Anordnung bezeichnet man als Debrisstruktur (Abb. 5.8).



Abb.: 5.8: Debrisstruktur, $V=30\ 000x$ [5.10]

Bereits nach einem bzw. wenigen Lastwechseln verändert sich diese Versetzungsanordnung zu einer räumlich ausgedehnten, fleckenhaften Struktur. Es liegen nebeneinander Gebiete hoher und niedriger Versetzungsdichte vor (Abb. 5.9).

Durch die Zusammenlagerung von Versetzungen wird die Versetzungsbeweglichkeit in diesen Bereichen hoher Versetzungsdichte deutlich verringert und die Zahl der frei beweglichen Versetzungen nimmt ab.



Abb.: 5.9: Versetzungsknäuel, $V=30\ 000x$ [5.10]

Mit zunehmender Lastwechselzahl geht die fleckenhafte Anordnung in eine strangartige Struktur über. Ab etwa 100 Lastwechseln bildet sich eine Versetzungsanordnung, die dadurch charakterisiert ist, dass Gebiete niedriger Versetzungsdichte von Bereichen hoher Versetzungsdichte umschlossen werden. Die bei etwa 500 Lastspielen voll ausgeprägte Struktur wird als Zellstruktur bezeichnet, wobei die Größe der Zellen von der Höhe der aufgetragenen Beanspruchung abhängt (Abb. 5.10).

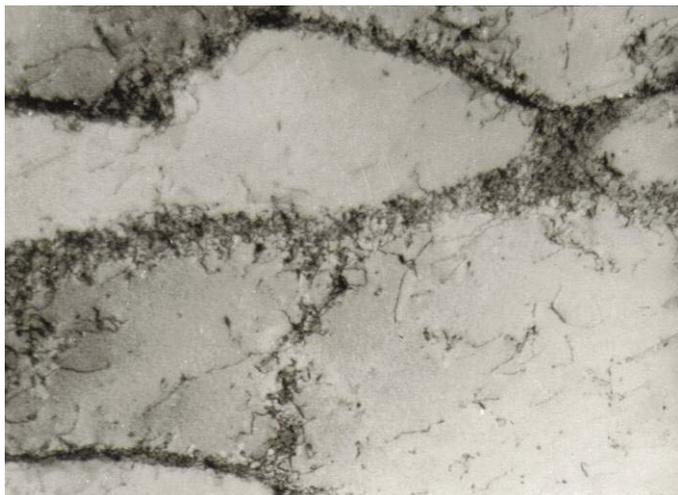


Abb.: 5.10: Zellstruktur, $V=30\ 000x$ [5.10]

Bei höherer Spannungsamplitude entstehen kleinere Zellen. Auch der weitgehend endgültige Aufbau einer Versetzungsstruktur, die der Spannungsamplitude entspricht, ist umso früher abgeschlossen, je größer die Amplitude ist [5.4]. In der Wechselerformungskurve zeigt der flachere Kurvenverlauf bei größeren Lastspielzahlen das Ende der Aufbauphase der Versetzungsstruktur.

Strukturmechanische Veränderungen an der Oberfläche äußern sich bei verschiedenen Werkstoffen zunächst durch Gleitlinien, die im Sättigungsbereich breiter werden. Diese für schwingende Belastung typischen Gleitbänder (persistent slip bands) entstehen durch unterschiedliche Abgleitungen in Zug- und Druckphase (Abb.5.11).

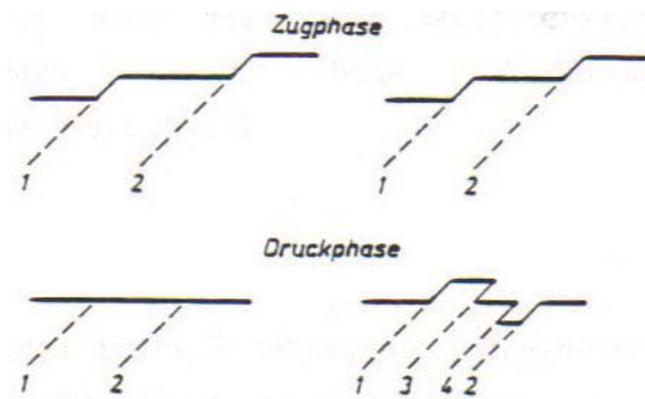


Abb. 5.11: Entstehung von Ermüdungsgleitbändern [5.8]

Im linken Teilbild von Abb. 5.11 werden die während der Zugphase entstehenden Gleitstufen in der Druckphase durch Abgleitung in derselben Gleitebene wieder rückgängig gemacht. Solche streng reversibel ablaufenden, plastischen Verformungen können nicht zur Ausbildung von Gleitstufen führen. Im rechten Teilbild werden in der Druckphase wegen der Belegung der Oberfläche mit Sauerstoff andere Gleitebenen als in der Zugphase betätigt. Auf diese Weise können im Laufe der Wechselerformung größere Gleitstufen entstehen, selbst wenn die plastische Dehnungsamplitude sehr klein ist.

Die Rissbildung an Gleitbändern tritt immer dann auf, wenn keine anderen Inhomogenitäten, die zu einer Erhöhung der Spannungsintensität führen, im Material vorliegen. Die dabei entstehenden Erhebungen und Vertiefungen werden – wenn sie besonders stark ausgeprägt sind – als Extrusionen und Intrusionen bezeichnet, wobei die Intrusionen bereits als Riskeime bezeichnet werden können.

Im Gegensatz zu den bei einsinniger Verformung entstehenden Erhebungen und Vertiefungen an der Oberfläche erstrecken sich Ermüdungsgleitbänder in das Innere des Oberflächenkorns. Diese Erkenntnis stammt aus Untersuchungen, in denen solche aufgerauten Oberflächenschichten abpoliert wurden und sich nach Wiederbelasten an derselben Stelle "persistent slip bands" gebildet hatten [5.11], [5.12], [5.13].

5.3.2 Riskeimbildung

Die Hauptursache der Anrissbildung an der Oberfläche ist die Aufrauung der Oberfläche durch die während der zyklischen Belastung entstehende plastische Verformung. Diese Veränderungen an der Oberfläche sind in erster Linie vom Werkstoff selbst und von der Beanspruchungsamplitude abhängig. Weiters wirken noch die Verformungsgeschwindigkeit und die Höhe der Versuchsfrequenz auf die Ausbildung dieser Erhebungen und Vertiefungen ein.

Diese charakteristische Struktur entsteht dadurch, dass, gültig für krz. Metalle, die Ableitungen im Gitter während der Zugphase anders verlaufen als in der Druckphase.

Durch einsinnige Zug- bzw. Druckversuche konnte mehrfach nachgewiesen werden, dass die Verformung bei krz. Metallen unter Zugbelastung bevorzugt auf (110) - Ebenen erfolgt, während in der Druckphase hauptsächlich (211) - Ebenen betätigt werden.

Diese besondere Strukturierung der Oberfläche in krz. Metallen, durch die Asymmetrie der Gleitung entstanden, hängt stark mit der Beweglichkeit der Schraubenversetzungen zusammen.

Außerdem werden die unterschiedlichen Beweglichkeiten von Stufen- und Schraubenversetzungen durch hohe Verformungsgeschwindigkeiten bzw. -frequenzen begünstigt [5.8].

Extrusionen treten bevorzugt an Gleitbändern und Korngrenzen auf. In unmittelbarer Nähe findet man dann einen Risskeim, die Intrusion.

Eine mögliche Erklärung für diese Oberflächenstruktur wurde von Cottrell und Hull entwickelt [5.8], [5.14]:

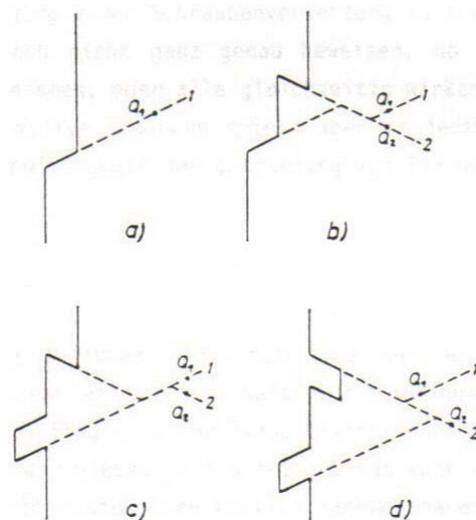


Abb. 5.12: Bildung von Extrusionen und Intrusionen nach Cottrell und Hull [5.8], [5.14].

Die Abbildung 5.12 zeigt einen Schnitt durch einen Kristall mit zwei unterschiedlich orientierten Gleitebenen. In der Zugphase wird die Versetzungsquelle Q_1 , der Gleitebene 1 betätigt, wodurch eine Gleitstufe an der Oberfläche entsteht.

Eine geringe Spannungserhöhung führt nun dazu, dass eine Quelle Q_2 der Gleitebene 2, die die Gleitebene 1 schneidet, betätigt wird, und ebenfalls eine Gleitstufe erzeugt. In der Druckphase hingegen erfolgt von der Quelle Q_1 ausgehend die Abgleitung in entgegen gesetzter Richtung und führt zu einer weiteren Erhebung (Abb. 5.12, a-c). Zugleich wird die Gleitebene 2 versetzt und nach Betätigung der Quelle Q_2 erhält man eine Vertiefung (Abb. 5.12,d).

Durch abwechselnde Abgleitung in den beiden Gleitebenen bilden sich an der Oberfläche Ex- und Intrusionen. Es gibt noch andere Modelle, wie zum Beispiel die von Wood und von Mott, die sich mit der Entstehung dieser speziellen Oberflächenreliefs befassen [5.15].

5.3.3 Rissfortschritt

Die Unterscheidung zwischen Risskeimbildung und den ersten Stadien des Rissfortschrittes ist nicht einfach, da meist ein kontinuierlicher Übergang des Risskeimes in das Stadium I des Rissfortschrittes erfolgt. Nach [5.16] besteht die Möglichkeit, den Rissbeginn und -fortschritt durch den Einfluss der Mikrostruktur auf diese beiden Phasen zu trennen. In den meisten Fällen erfolgt die Trennung willkürlich.

Eine einfache Trennung bietet sich nicht an. Eine Möglichkeit besteht darin, den Rissfortschritt durch visuelle Beobachtung der Oberfläche festzustellen. Beim ersten Auftreten eines sichtbaren Anrisses legt man die Grenze zwischen Rissbeginn und -fortschritt mehr oder weniger willkürlich fest [5.17]. Die Festlegung hängt dann im Wesentlichen vom Untersuchungsmittel ab, wobei der Anriss in der Reihenfolge Auge – Lupe – Lichtmikroskop – Rasterelektronenmikroskop immer früher festgestellt werden kann und somit auch die festgestellte Anrisslastspielzahl abnimmt.

Ein mit freiem Auge sichtbarer Riss (ca. 0.1 mm) kann als ausbreitungsfähiger Riss definiert werden.

Es ist aber auch üblich, den Anrissbeginn bei dehnungsgesteuerten Versuchen aus der Spannungs-Dehnungs-Hysterese zu bestimmen. So ergibt der Abfall des Spannungsausschlages auf der Zugseite und die Einbauchung auf der Druckseite ein zuverlässiges Anzeichen für das Vorhandensein eines makroskopischen Anrisses (Abb. 5.13) [5.18]. Diese beiden Kriterien sind auch im ASTM-Standard E606-77 T angeführt.

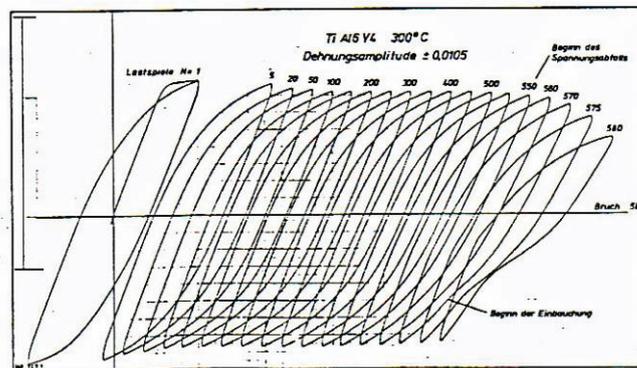


Abb. 5.13: Hystereseschleifen im dehnungskontrollierten Wechselversuch [5.18]

Eine weitere Möglichkeit zur Festlegung des Anrissbeginns bietet sich durch das 5%-Kriterium an. Hier wird bei halblogarithmischer Darstellung eine Parallele zum mittleren Bereich der Wechselverformungskennlinie (Sättigungsspannung) bei 95% des Spannungsausschlages gezogen, wobei der Anrissbeginn mit dem Schnittpunkt auf der Wechselverformungskurve zusammenfällt (Abb. 5.14). Die Anrissfläche beträgt dann 5% des ursprünglichen Querschnittes [5.18].

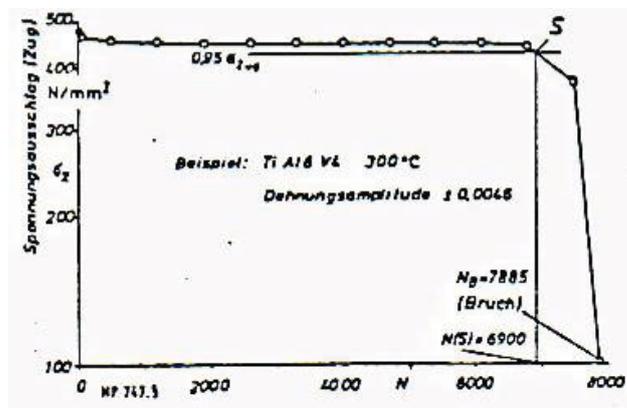


Abb. 5.14: Ermittlung des technischen Anrissbeginns nach dem 5%-Kriterium [5.18].

Hat sich nun unter dem Einfluss der Schwingbeanspruchung ein Riss gebildet, so ist für die Rissausbreitung der Spannungszustand im Bereich der Rissspitze von Bedeutung [5.19].

Bei linear-elastischem Werkstoffverhalten und bei Rissen, die länger als einige Korndurchmesser sind, lässt sich der Spannungszustand im Rissspitzenbereich durch die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors K beschreiben:

$$\Delta K = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_{Bauteil} \quad (\text{MNm}^{-3/2}) \quad \text{Gl. 5.6}$$

$Y_{Bauteil} = Y(a/w)$ Geometriefunktion

a Risslänge

w Bauteilbreite in Rissfortschrittsrichtung

Das Spannungsfeld um die Rissspitze hat bei gleichem ΔK immer die gleiche Gestalt und die durch das Rissspitzenfeld gegebenen lokalen Spannungen verhalten sich proportional zum Spannungsintensitätsfaktor. Kurze Risse können aber nicht mit diesem Spannungsintensitätsfaktor beschrieben werden [5.20].

Sind in zwei Bauteilen unterschiedlicher Geometrie Risse mit unterschiedlicher Länge vorhanden, ist aber in beiden Fällen der Spannungsintensitätsfaktor gleich, so bedeutet dies, dass auch die Spannungen im Rissspitzenfeld gleich sind.

Nach den möglichen Relativbewegungen der Rissoberflächen unterscheidet man die Spannungsintensitätsfaktoren K_I , K_{II} , und K_{III} (Abb. 5.15).

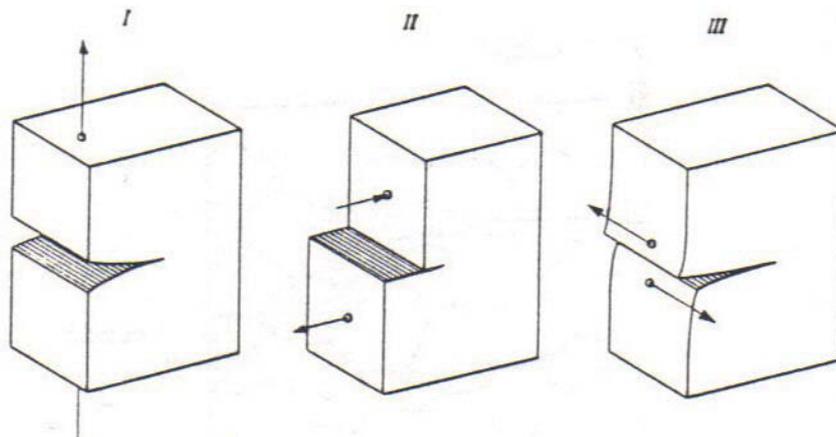


Abb. 5.15: Rissöffnungsarten [5.19].

- Modus I (einfache Rissöffnung): Eine Zugspannung führt zum symmetrischen Abheben der Rissufer
- Modus II (Längsscherung): Ebener Schub bewirkt ein Abgleiten der Rissoberflächen in der Rissebene
- Modus III (Querscherrung): Nicht ebener Schub führt zu einer Verschiebung der Rissoberflächen quer zur Rissrichtung [5.21]

5.3.3.1 Rissfortschrittstadium I

In diesem Stadium wächst der Riss längs der Gleitebenen von der Oberfläche aus in das Probeninnere. Die Wachstumsgeschwindigkeit ist hier noch sehr klein und beträgt einige Angström pro Zyklus. Man nimmt an, dass die Rissausbreitung durch den gleichen Mechanismus wie die Riskeimbildung hervorgerufen wird, nämlich durch periodisch plastische Dehnungen unter einer Modus II - Beanspruchung, d.h. durch irreversible Abgleitung [5.9].

Da solche Gleitebenen bevorzugt werden, in denen die größte Schubspannung wirkt, treten die Risse bei Zug-Druck-Beanspruchung unter 45° zur Belastungsrichtung auf und erstrecken sich über ein oder wenige Körner [5.14], [5.22] (Abb. 5.16).

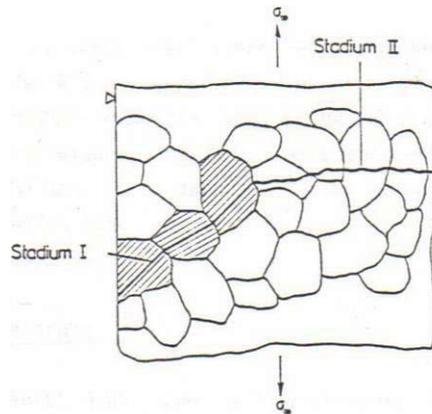


Abb. 5.16: Übergang von Rissfortschrittstadium I in das Rissfortschrittstadium II [5.20].

5.3.3.2 Rissfortschrittstadium II

Mit zunehmender Risslänge kommt es zu einer Spannungskonzentration an der Rissspitze, wodurch neben den Hauptgleitsystemen auch andere Gleitsysteme an der Rissspitze aktiviert werden. Deshalb verläuft die Rissausbreitung im Stadium II mehr oder weniger senkrecht zur angelegten Spannung (Abb. 5.16). In den überwiegenden Fällen scheint in Vielkristallen die Rissausbreitung ab dem Rissfortschrittstadium II nicht kristallographisch orientiert zu verlaufen. Die Abgleitung erfolgt über mehrere oder viele Gleitsysteme [5.14], [5.23].

Eine mögliche Erklärung für die Rissausbreitung im Stadium II zeigt das Modell nach Laird [5.14], [5.24] (Abb. 5.17). Dabei kommt es zu einer plastischen Verformung an der Rissspitze in der Zugphase, die den Riss aufweitet und die Spitze abstumpft. Es bildet sich eine neue Oberfläche aus, die dann in der Druckphase zusammengefaltet wird und den Riss wieder zuspitzt. Somit entsteht eine Rissverlängerung nach jedem Zyklus, die dann auf der Bruchoberfläche zu einem Schwingungsstreifen führt.

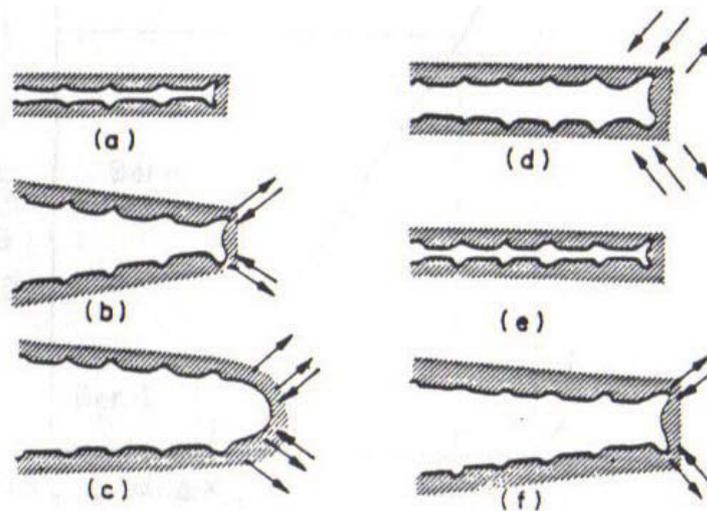


Abb. 5.17: Zyklisches Rissausbreitungsmodell nach Laird [5.4].

Der Rissfortschritt lässt sich in der Rissfortschrittskurve graphisch darstellen, was in Abb. 5.18 gezeigt wird. Die Rissausbreitung ist durch den Schwellwert ΔK_0 begrenzt. Das ist der Wert, unter dem ein vorhandener Riss nicht weiter wächst (Bereich I). Dazu ist zu bemerken, dass sich die Bereiche I, II und III auf die Abb. 4.18 beziehen und nicht mit den Rissausbreitungsstadien I und II identisch sind. Bei sehr kleinen Rissausbreitungsgeschwindigkeiten im Bereich des Schwellwertes liegt das Ausbreitungsstadium I vor.

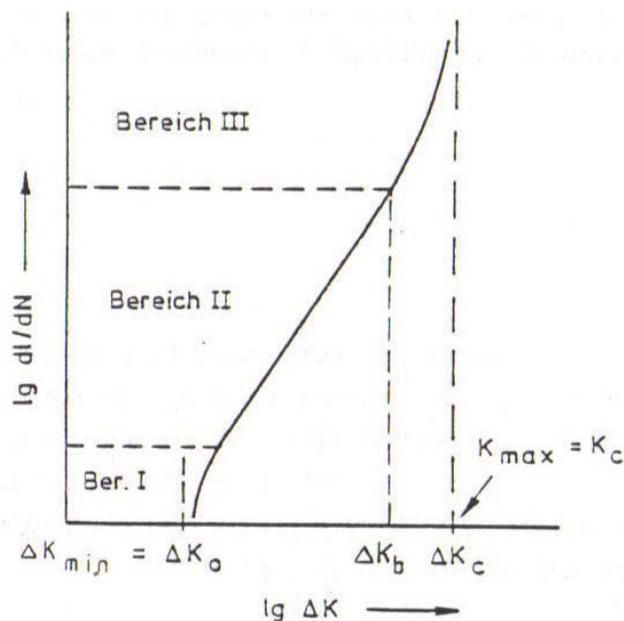


Abb. 5.18: Rissfortschrittskurve [5.26].

Im Bereich II lässt sich der Rissfortschritt durch die Paris-Erdogan-Gleichung beschreiben [5.22], [5.25]:

$$da/dN = C * \Delta K^n \quad \text{Gl. 5.7}$$

da/dN ... Rissausbreitungsgeschwindigkeit
 C, n ... Werkstoffparameter

In diesem Bereich erhält man bei gut verformbaren, plastischen Werkstoffen Schwingungstreifen, wobei die Abstände der Schwingstreifen einem Lastwechsel entsprechen. Diese Abstände hängen von der Werkstofffestigkeit und vor allem von der angelegten Spannungs- bzw. Dehnungsamplitude ab.

Der Punkt ΔK_b stellt die erste Abweichung von der Paris-Gleichung dar. Bei höheren Spannungsintensitäten kommt es zu einem Abbiegen der Kurve nach oben. Begründet wird dies durch die zunehmende plastische Verformung mit statischen Bruchmoden und durch die Annäherung an die kritische Spannungsintensität ΔK_C . Bei Erreichen der kritischen Spannungsintensität kommt es schließlich zum katastrophalen Bruch.

Bei sehr kleinen Rissgeschwindigkeiten im Bereich des Schwellwertes (Rissausbreitungsstadium I = kristallographische Rissausbreitung) beobachtet man auf der Bruchfläche rastermikroskopisch häufig glatte, nahezu strukturlose Facetten oder manchmal auch freigelegte Korngrenzen. Bei großem Rissfortschritt, gegen den Grenzwert ΔK_C hin, nehmen die Anteile von statischen Bruchmodi (Spaltbruch, Grübchenbruch, Korngrenzenbruch) zu.

Mehrere Untersuchungen an unlegierten Kohlenstoffstählen haben gezeigt, dass mit zunehmender Korngröße der Schwellwert ΔK_0 angehoben wird [5.27], [5.28]. Dieser Effekt wird jedoch umgekehrt, wenn es sich um einen interkristallinen Bruch handelt.

Dass feinkörniges Gefüge trotzdem zu höheren Bruchlastspielzahlen führt, liegt daran, dass für die meisten metallischen Werkstoffe ein Anheben von ΔK_o mit einem Sinken der Bruchzähigkeit ΔK_C verbunden ist [5.27]. Außerdem wurde bei Proben ohne Anriss (glatte Proben) die größere Anrisslastspielzahl bei kleiner Korngröße festgestellt, da die Korngrenze für die Gleitung ein entsprechendes Hindernis darstellt [5.23].

Zu Beginn des Rissfortschrittes (nahe ΔK_o) wurde ein Knick in der Rissfortschrittsgeraden festgestellt, der dort auftritt, wo die Größe der plastischen Zone die Größe des freien Risspfades erreicht hat (Abb. 5.19). Für Werkstoffe, in denen Korngrenzen die Haupthindernisse für die Rissausbreitung darstellen, entspricht der freie Risspfad der Korngröße. Hier erfolgt nach [5.28], [5.29] auch der Übergang vom Rissausbreitungsstadium I in das Rissausbreitungsstadium II.

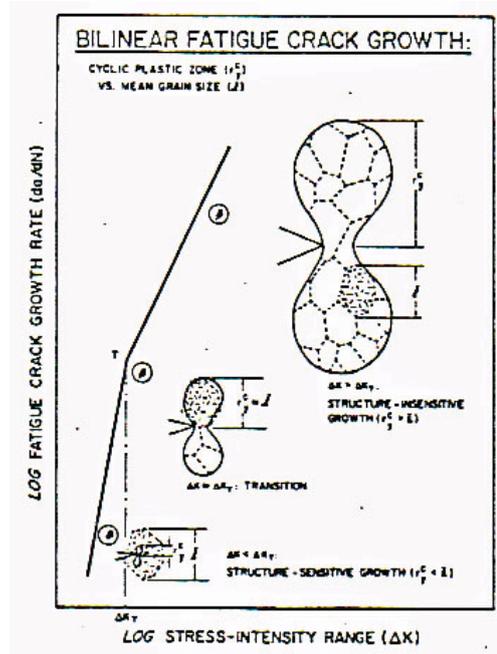


Abb. 5.19: Bilineares Risswachstum [5.30]

Sind an der Oberfläche Kerben vorhanden, so kommt es zu einer erhöhten Spannungskonzentration. Der dadurch bevorzugt an einer Kerbe gebildete kleine Riss befindet sich nun im Spannungsfeld der Kerbe und zeigt daher rascheres Risswachstum, als man es erwarten würde. Die Spannungsintensität des Risses selbst spielt dort nur eine untergeordnete Rolle. Wächst der Riss weiter, so bewegt er sich aus dem Spannungsfeld der Kerbe, was zu einer Verringerung der Wachstumsgeschwindigkeit führt. Andererseits kommt es zu einer Vergrößerung der plastischen Zone des fortschreitenden Risses, was dem vorher angegebenen Effekt entgegenwirkt [5.28]. In Summe kommt es aber tatsächlich zu einer Verringerung der Rissausbreitungsgeschwindigkeit bei von Kerben ausgehenden Rissen, bis sich die plastische Zone so weit vergrößert hat, dass es wieder zu einem beschleunigten Risswachstum kommt. Nach [4.28] kann es sogar zu einem Stoppen des Risses außerhalb des Einflussgebietes der Kerbe kommen.

Nach [5.28] erfolgt die Rissausbreitung von Rissen, die an stumpfen Kerben entstehen, rascher, als es bei spitzen Kerben der Fall ist. Diese Untersuchungen beziehen sich auf Kerbwinkel von 32° bis 68° . Die Ursache dafür scheint der raschere Abfall der Spannungsüberhöhung an einer spitzen Kerbe im Vergleich zu einer stumpfen Kerbe zu sein, obwohl die Spannungsüberhöhung an einer spitzen Kerbe größer ist. Daher erfolgt die Rissausbreitung langsamer, da der Riss früher aus dem Spannungsfeld der Kerbe frei wachsen kann. Es wäre aber falsch, daraus abzuleiten, dass sich scharfe Kerben günstiger auf die Lebensdauer auswirken, da sich obige Aussagen nur auf den Rissfortschritt beziehen und die stark verringerte Anrisslebensdauer nicht berücksichtigt wird.

Auch beim Rissfortschritt von Mikrorissen, die von glatten Probenoberflächen ausgehen, wurde festgestellt, dass es nicht zu einem kontinuierlichen Risswachstum sondern zu einem Abfall in der

Rissausbreitungsgeschwindigkeit kommt [5.28], [5.31] wie in Abb. 5.20 dargestellt.

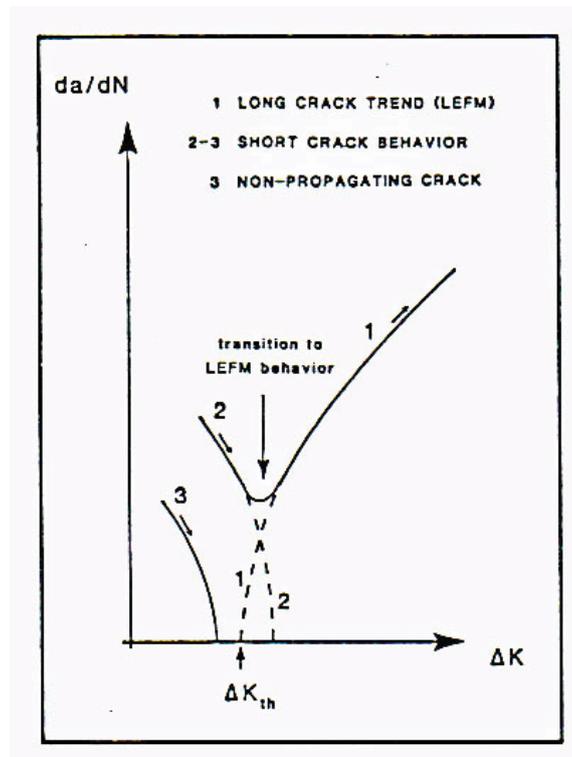


Abb. 5.20: Risswachstum kleiner Risse [5.32]

Das kann sogar soweit führen, dass ein Riss nicht mehr weiter wächst. Wie lange ein solcher Mikroriss sein muss, um nichtlineares Wachstum zu zeigen, ist sehr stark vom Material abhängig. Außerdem wurde festgestellt, dass der Schwellwert ΔK_{th} für kurze Risse kleiner ist als für bereits bestehende lange Risse [5.31].

5.3.4 Restbruch

Wenn nun der Riss soweit fortgeschritten ist, dass eine kritische Risslänge erreicht wird, und der Restquerschnitt zu gering wird, um die auftretende Spannung zu ertragen, tritt der katastrophale Bruch ein. Das Werkstück versagt binnen weniger Zyklen.

Der Restbruch weist daher ein körnig glitzerndes, oft stark zerklüftetes Gefüge auf und ist häufig einem Gewaltbruch auf Zug ähnlich.

5.4 Einflussgrößen auf das Schwingverhalten von Schweißnähten

Bei der Schwingbeanspruchung von Schweißverbindungen treten neben den Problemen bei ungeschweißten Bauteilen zusätzliche Schwierigkeiten bei der Lebensdauervorhersage auf, da sich aufgrund des Herstellungsprozesses Schweißeigenstressungen, Inhomogenitäten im Naht- und Nahtübergangsbereich und eine für Schwingbeanspruchung ungünstige Bauteil- und Oberflächengeometrie einstellen. Außerdem kann es in vielen Fällen zu einer Überlagerung von Schwingungen unterschiedlicher Amplitude und Frequenz kommen.

5.4.1 Einfluss von Schweißkerben

Der Einfluss von Kerben auf das Dauerschwingverhalten ist von großer praktischer Bedeutung, da letztlich jedes Bauteil in irgendeiner Form Kerben aufweist. Als Kerbe ist dabei jede Querschnittsänderung anzusehen. Insbesondere bei Schweißnähten lassen sich kleine Kerben aufgrund des Herstellungsprozesses nicht vollkommen vermeiden.

Im Kerbgrund kommt es zu einer Spannungskonzentration, was mitunter zur Ausbildung einer plastischen Zone und somit zu einer frühzeitigen Schädigung führen kann. Die Spannungskonzentration lässt sich im elastischen Bereich mit Formzahl α_k beschreiben.

$$\alpha_k = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_n} \quad \begin{array}{l} \sigma_{\max} \dots \text{Maximalspannung} \\ \sigma_n \dots \dots \text{Nennspannung} \end{array} \quad \text{Gl. 5.8}$$

Für eine genaue Charakterisierung des Kerbeinflusses auf die Dauerfestigkeit dient die Kerbwirkungszahl β_k .

$$\beta_k = \frac{\sigma_D}{\sigma_{Dk}} \quad \begin{array}{l} \sigma_D \dots \dots \text{Dauerfestigkeit ohne Kerbe} \\ \sigma_{Dk} \dots \dots \text{Dauerfestigkeit mit Kerbe} \end{array} \quad \text{Gl. 5.9}$$

In den meisten Fällen ist $\beta_k < \alpha_k$, das bedeutet, dass gekerbte Proben höher beansprucht werden können als man das aufgrund der Größe von α_k erwarten würde. Die Abweichung der Kerbwirkungszahl von der Formzahl wird durch die Kerbempfindlichkeit q ausgedrückt [5.14].

$$q = \frac{\beta_k - 1}{\alpha_k - 1} \quad \text{Gl. 5.10}$$

Eine Möglichkeit, die Kerbgrundspannung und -dehnung im plastischen Bereich zu bestimmen, bietet das Näherungsverfahren nach Neuber [5.33]. Nach Neuber besteht zwischen der Dehnformzahl α_ε , der Spannungsformzahl α_σ und der Formzahl α_k für den elastischen Bereich folgender Zusammenhang.

$$\alpha_\varepsilon * \alpha_\sigma = \alpha_k^2 \quad \text{Gl. 5.11}$$

Setzt man für α_σ und α_ε die entsprechende Spannung, bzw. Dehnungen

$$\alpha_\sigma = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_N} \qquad \alpha_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{\max}}{\varepsilon_n}$$

σ_{\max}	... Maximalspannung
σ_N	... Nennspannung
ε_{\max}	... Maximaldehnung
ε_n	... Nenndehnung

so ergibt sich für den technisch interessanten Bereich ($\sigma_N < \sigma_S$, $\sigma_S =$ Streckgrenze) die Gleichung:

$$\sigma_{\max} * \varepsilon_{\max} = \alpha_k^2 * \frac{\sigma_N^2}{E} \quad \text{Gl. 5.12}$$

Mit Hilfe dieser Gleichung lässt sich die gesuchte Größe ε_{\max} bestimmen, die sich aus dem Schnittpunkt der Neuber-Hyperbel (rechte Seite der Gleichung) mit dem zyklischen Spannungs-Dehnungs-Diagramm ergibt (Abb. 5.21). Mit diesem Wert ε_{\max} bzw. ε_{zyk} kann nun anhand der Dehnungswöhlerlinie die Lebensdauer bis zum Anriss N_I (in diesem Diagramm als N_{kr} bzw. N_A bezeichnet) bestimmt werden (Abb. 5.22).

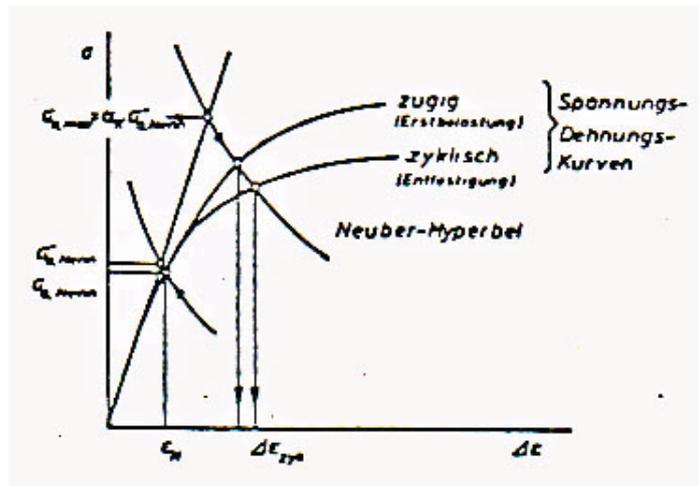


Abb. 5.21: Bestimmung der Dehnschwingbreite ε_{\max} nach Neuber [5.33].

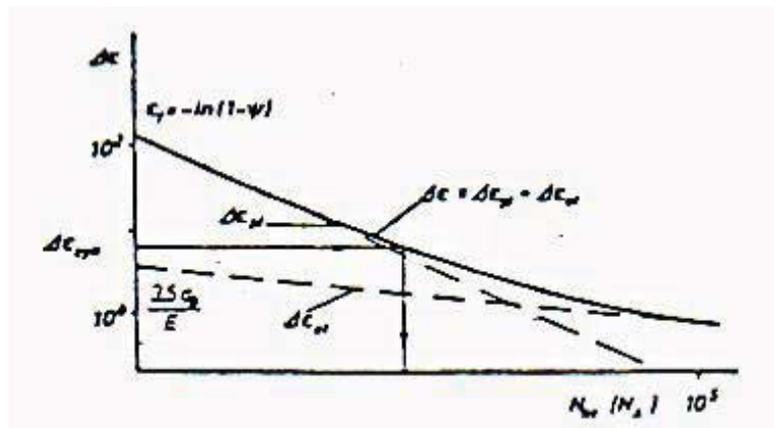


Abb. 5.22: Dehnungswöhlerlinie zur Bestimmung der Anrisslebensdauer N_I nach [5.33].

Es wurden noch weitere Verfahren zur Lebensdauervorhersage gekerbter Bauteile entwickelt – so z.B. von Duggan und Proctor [5.34] – die aber im wesentlichen auf das Näherungsverfahren nach Neuber zurückgreifen.

5.4.2 Einfluss von Schweißeigenstressungen

Die Größe der Schweißeigenstressungen hängt stark von der Bauteildicke ab; da bei dünnen Bauteilen die Eigenstressungen teilweise durch Verzug abgebaut werden [5.35]. Bei dicken Bauteilen tritt außerdem ein dreiachsiger Spannungszustand auf, der eine Fließbehinderung bedeutet und die tatsächlich wirksame Streckgrenze erhöht [5.22].

Außerdem hängen die Eigenstressungen von der eingebrachten Wärmeenergie ab. So würde z.B. die Anwendung des Plasma- oder Elektronenstrahlschweißens die Eigenstressung verringern, da die eingebrachte Wärmeenergie geringer ist [5.35].

Der Spannungsverlauf einer Einlagenschweißung wird in Abb. 5.23 gezeigt.

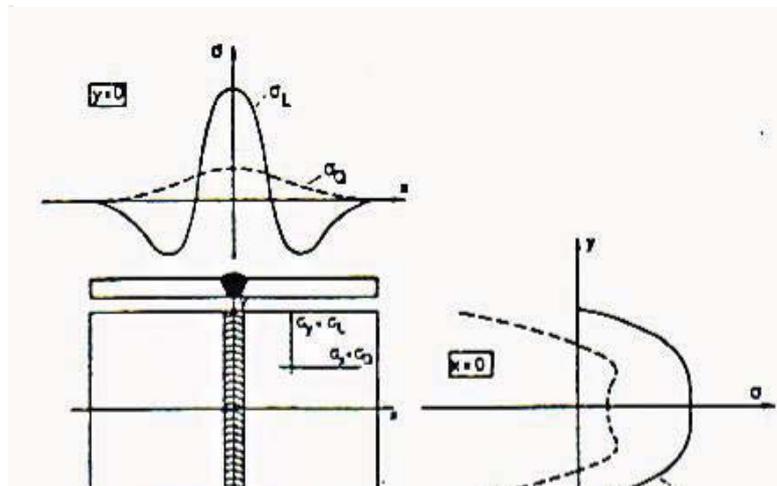


Abb. 5.23: Verteilung der schrumpfungsbedingten Längseigenstressungen σ_L und Quereigenstressungen σ_Q längs einer Schweißnaht (y-Achse) und längs einer Linie senkrecht zur Naht (x-Achse) [5.22].

Neben den Eigenspannungen durch das Schrumpfen der Schweißraupe können auch Umwandlungseigenspannungen auftreten, wenn Martensit- oder Zwischenstufenbildung stattfindet. Es kommt bei diesen Umwandlungen zu einer Volumenvergrößerung und somit zu Druckspannungen, die den Schrumpfeigenspannungen überlagert werden.

Die Schweißeigenspannungen können in Extremfällen die Streckgrenze erreichen, darüber hinausgehende Eigenspannungen werden durch plastische Verformung oder durch Risse abgebaut. In höherfesten Werkstoffen liegen daher aufgrund der höheren Streckgrenze höhere Eigenspannungen vor als in einem weichen Werkstoff. Auch der Abbau dieser Eigenspannungen ist in einem weichen Werkstoff bei zyklischer plastischer Verformung leichter möglich [5.22].

Bei einer Belastung im Bereich der Kurzzeitermüdung können Eigenspannungen überhaupt vernachlässigt werden, da sie durch plastische Verformung großteils abgebaut werden [5.36]. Im Bereich der Dauerfestigkeit haben Resteigenspannungen jedoch großen Einfluss.

Da an der Oberfläche geschweißter Konstruktionen in Schweißnahtnähe meist Zugspannungen auftreten, wird die Schwingfestigkeit dort gesenkt, was in Abb. 5.24 für unterschiedliche Spannungsverhältnisse gezeigt wird.

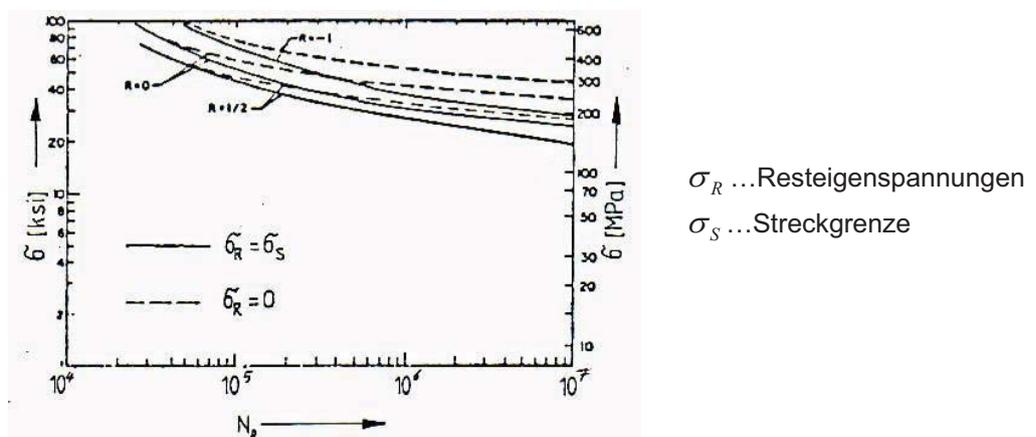


Abb. 5.24: Einfluss der Schweißeigenspannung bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen R [5.37].

Sind bereits Kerben oder Risse vorhanden, so wird durch die Eigenspannungen die Spannungsintensität in folgender Form erhöht [5.38].

$$\Delta K_e = \Delta K_a + \Delta K_R$$

Gl. 5.13

ΔK_e ... effektive Spannungsintensität
 ΔK_a ... Spannungsintensität durch äußere Belastungen
 ΔK_R ... Spannungsintensität durch Resteigenspannungen

Da bei dickeren Bauteilen (Blechdicke > 20 mm) im Inneren Druckspannungen auftreten können, wird nach D. Radaj [5.39] in diesen Bereichen das Risswachstum verzögert. Die Resteigenspannungen lassen sich durch Spannungsarmglühen verringern, was durchwegs zu einer Verbesserung des Schwingfestigkeitsverhaltens führt [5.40], [5.41].

5.4.3 Einfluss von Einschlüssen

Die Auswirkung von Einschlüssen auf das Schwingfestigkeitsverhalten hängt nicht nur von der Größe, sondern auch von der Verteilung, Menge und der Form der Einschlüsse ab [5.41], [5.42]. Grundsätzlich gilt, dass eine Reduktion der Menge, eine Verringerung der Größe und eine gleichmäßigere Verteilung der Einschlüsse zu höheren Schwingfestigkeiten führt.

Abb. 5.25 zeigt den prinzipiellen Einfluss von Einschlüssen anhand einer Erschmelzung im Vakuum (vergleichbar mit dem Elektronenstrahlschweißen) und einer konventionellen Erschmelzung (vergleichbar mit einer Metall-Inert-Gas-Schweißung) in Abhängigkeit von der Festigkeit des Werkstoffes [5.41], [5.4].

Wegen des Spannungsabbaus durch Fließvorgänge zu Beginn der Wechselverformung wirken sich Einschlüsse bei weniger festen Werkstoffen nur sehr wenig aus. Nach [5.40], [5.43] wurde festgestellt, dass Einschlüsse nahe der Schweißnahtoberfläche im Vergleich zu

Einschlüssen im Schweißnahtinneren die Schwingfestigkeit stärker beeinflussen, d.h. verringern.

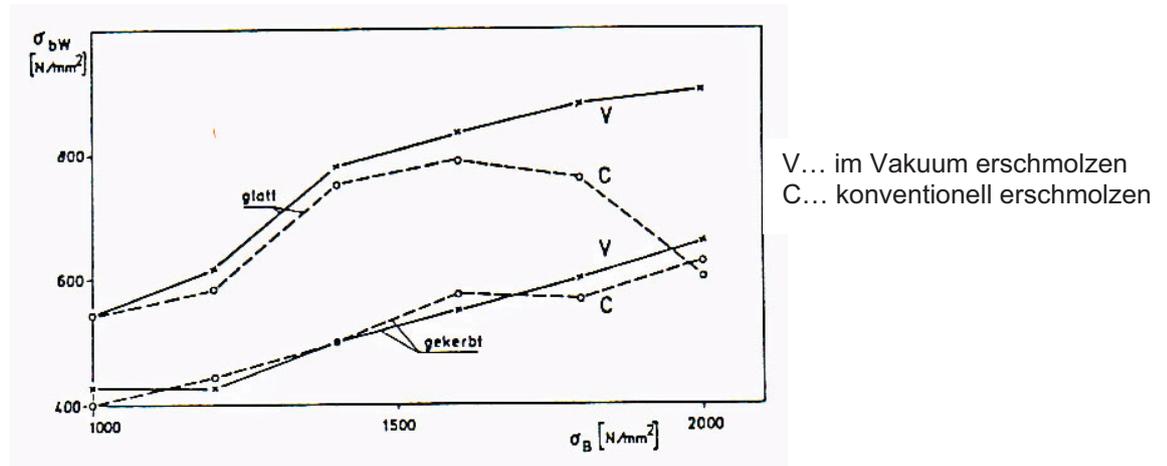


Abb. 5.25: Einfluss von Einschlüssen auf die Biegebruchfestigkeit σ_{bW} in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit σ_B [5.4].

5.4.4 Einfluss des Schweißprozesses

Wie bereits unter Punkt 5.4.2 erwähnt, bringt die Anwendung von Schweißverfahren mit geringerem Wärmeeinbringen Vorteile hinsichtlich der Resteigenspannungen. Es wurde auch festgestellt, dass ein Unterschied in der Menge und in der Größe der Einschlüsse zwischen verschiedenen Schweißverfahren besteht. So ist eine Unterpulverschweißung einer Lichtbogenhandschweißung aufgrund des geringeren Gehalts an Einschlüssen vorzuziehen [5.41], [5.29], [5.24].

5.4.5 Einfluss des Schweißgefüges

In einer Schweißverbindung liegt aufgrund der raschen Erstarrung des Schweißgutes und dem Erhitzen des Grundwerkstoffes bzw. der darunter liegenden Schweißraupen ein sehr inhomogenes Gefüge vor. Abb. 5.26 zeigt den Aufbau einer Mehrlagenschweißung mit dem Stengelkristallgefüge und der umgekehrten Fein- und Grobkornzone.

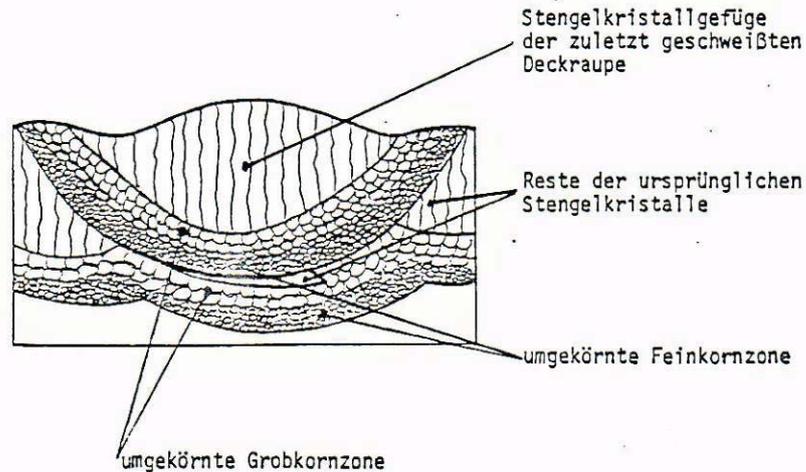


Abb. 5.26: Aufbau einer Mehrlagenschweißung [5.35]

Grundsätzlich lässt sich sagen, dass eine Verringerung der Korngröße zu einer Erhöhung der Dauerfestigkeit führt [5.42], [5.16], was auch in Abb. 5.27 gezeigt wird. Bei Schweißnähten ist die weich geglühte Grobkornzone besonders gefährdet, da es wegen der geringeren Härte zu einer Dehnungskonzentration kommt [5.44]. Inwiefern sich der Einfluss des Gefüges auf das Schwingverhalten, insbesondere auf Rissbeginn und Rissfortschritt auswirkt, wurde bereits unter Punkt 5.3 behandelt.

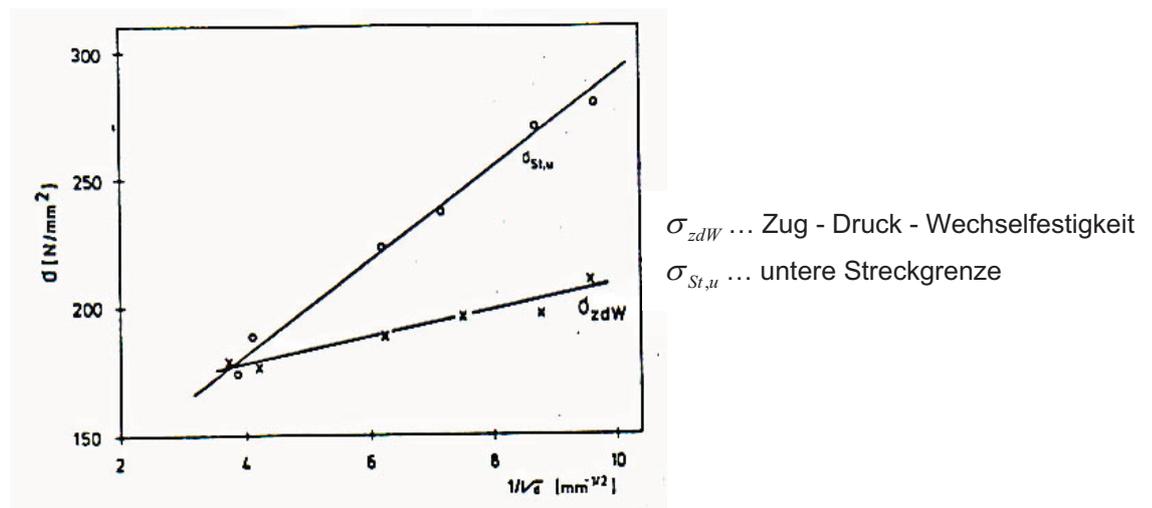


Abb. 5.27: Einfluss der Korngröße auf die Wechselfestigkeit und die untere Streckgrenze [5.4].

5.4.6 Einfluss der Werkstoffgüte

Da sich bei Schweißverbindungen äußere bzw. innere Kerben (Einschlüsse) nur verringern aber nicht vermeiden lassen, bringt der Einsatz von höherfesten Werkstoffen trotz erhöhter Streckgrenze kaum Vorteile, da mit steigender Festigkeit auch die Kerbempfindlichkeit zunimmt [5.41], [5.29]. Auch Abb. 5.25 zeigt, dass die Dauerfestigkeit gekerbter Bauteile bei steigender Zugfestigkeit nur geringfügig zunimmt.

5.5. Auswirkung von überlagerter Grund- und Überschwingung auf das Ermüdungsverhalten

Um gewissen Aufschluss über das Kurzzeitermüdungsverhalten im praktischen Betrieb zu erhalten, versuchte man Proben bestimmten Belastungszyklen auszusetzen, die dann der Beanspruchung in der Praxis sehr nahe kommen [5.45].

Die Voraussage der Lebensdauer unregelmäßig belasteter Bauteile ist überall dort ein Problem, wo es nicht ausreicht, eine genügende Sicherheit einfach durch massive Überdimensionierung zu erzwingen. Dies gilt in erster Linie für die klassischen Leichtbauggebiete, vor allem für die Anwendung im Fahr- und Flugzeugbau.

B. E. Powell, I. Henderson und T.V. Duggan [5.46], [5.47], [5.48] untersuchten das Ermüdungsrissfortschrittsverhalten von Ti-6Al-4V-Proben. Für die Prüfungen wurden hochfrequente Schwingungen niedriger Amplituden einer niederfrequenten Grundschiwingung höherer Amplituden überlagert, d.h., dass bei Beanspruchung der Grundschiwingung im LCF (Low Cycle Fatigue)-Bereich zusätzlich Schwingungen im HCF (High Cycle Fatigue) aufgebracht wurden. Solche Überlagerungen von Schwingungen können in der Elektroindustrie, z.B. durch rotierende Teile in einem Generator, und im Flugzeugbau (Scheiben und Schaufeln von Flugzeugturbinen) auftreten.

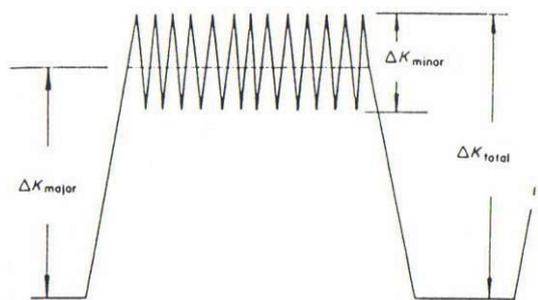
Nach [5.48] hatte die Überschwingung unterhalb des Schwellwertes keinen Einfluss. Es wurde anstelle von ΔK_o ein neuer Schwellwert ΔK_{onset} definiert, ab dem die Überschwingung aktiv wird.

$$\Delta K_{onset} = \frac{2+Q}{2Q} * \Delta K_o \quad \text{Gl. 5.14}$$

$$Q = \frac{\Delta\sigma_{ii}}{\Delta\sigma_G} \dots \text{Amplitudenverhältnis} \quad \text{Gl. 5.15}$$

$\Delta\sigma_{ii}$... Spannungsschwingbreite der Überschwingung
 $\Delta\sigma_G$... Spannungsschwingbreite der Grundschwingung

Die Grundschwingung bestand aus einer trapezförmigen Wellenform, der in der Haltephase eine Überschwingung überlagert wurde (Abb. 4.28).

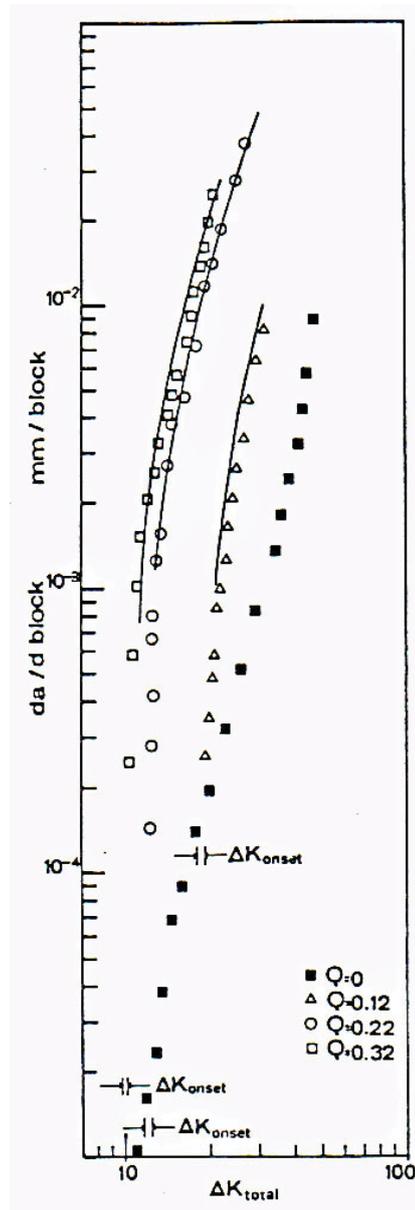


Anstiegszeit: 1s
 Haltezeit am Dehnungsmaximum: 6,8 s
 Abfallzeit: 1 s
 Haltezeit am Dehnungsminimum: 1,2 s
 Frequenz der Grundschwingung: 0,1 Hz

$\Delta K_{min\ or}$...Schwingbreite der Überschwingung
 ΔK_{major} Schwingbreite der Grundschwingung
 $\Delta K_{total} = \Delta K_{major} + 0,5 \cdot \Delta K_{min\ or}$ Gesamtschwingbreite

Abb. 5.28: Überlagerung von Grund- und Überschwingung [5.46].

Der Einfluss des Amplitudenverhältnisses Q ist in Abb. 5.29 dargestellt. Es zeigt sich, dass bei steigendem Amplitudenverhältnis das Risswachstum beschleunigt wird. Das Risswachstum ergibt sich aus der linearen Summierung des Risswachstums bei reiner Grundschwingung und bei reiner Überschwingung. Nach [4.48] wurde dabei der Einfluss der Überschwingungen überbewertet.

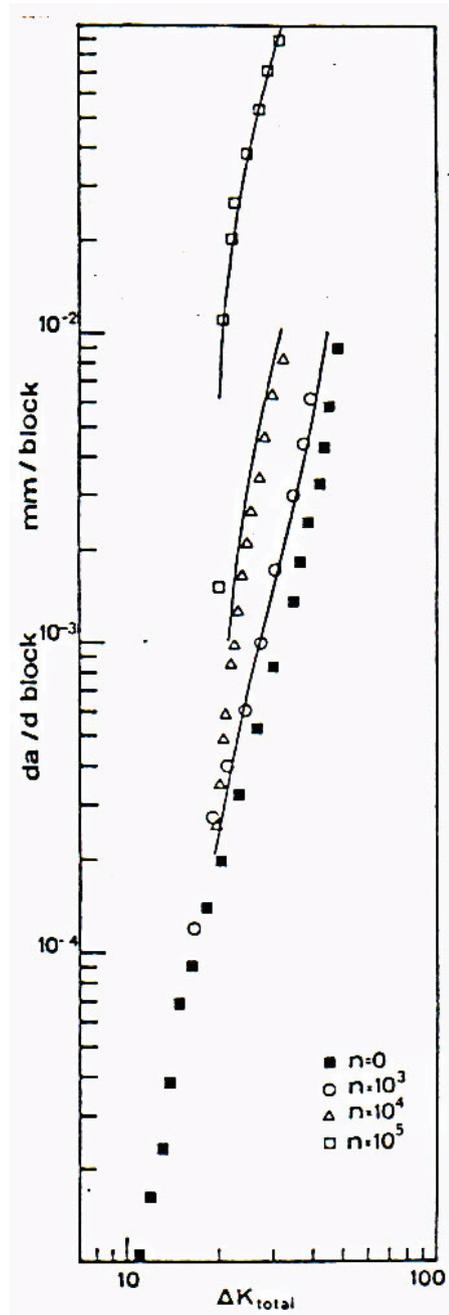


$$Q = \frac{\text{Schwingbreite der Überschwingung}}{\text{Schwingbreite der Grundschiwingung}}$$

Abb. 5.29: Der Einfluss des Amplitudenverhältnisses Q auf den Rissfortschritt für $n=10^3$ [5.46].

Durch diese Versuche erhielt man folgendes Ergebnis: Die reine Grundschiwingung reichte nicht aus, um einen Rissfortschritt zu erzeugen, wenn der Ermüdungsschwellwert ΔK_o nicht überschritten wurde. Auch durch Überlagerung der Schwingung mit kleiner Amplitude konnte kein Risswachstum beobachtet werden, wenn die Summe der beiden Amplituden den Schwellwert ΔK_o nicht erreichten.

Erst bei Überschreitung des Schwellwertes, sowohl bei reiner Grundschwingung, als auch bei kombinierter Belastung, setzte ein Risswachstum ein. Je größer nun die Anzahl der überlagerten Schwingungen und je höher das Amplitudenverhältnis von Grund- und Überschwingung war, desto schnelleren Rissfortschritt konnte man beobachten. (Abb. 5.30)



$$n = \frac{\text{Anzahl der Überschwingung}}{\text{Anzahl der Grundschwingung}}$$

Abb. 5.30: Der Einfluss des Schwingpielverhältnisses n auf den Rissfortschritt für $Q=0,12$ [5.46].

5.5.1 Geplante und durchgeführte Versuche

Das Ziel dieser Versuche war die Untersuchung eines unlegierten schweißbaren Baustahles des Typs St 360C (heute: S235J0) auf sein Schwingfestigkeitsverhalten im Kurzzeitermüdungsbereich. Die chemische Zusammensetzung ist in Tabelle 5.1 ersichtlich.

Tabelle 5.1: Chemische Zusammensetzung des untersuchten Stahles

% C	% Si	% Mn	% P	% S	% Cr	% Ni	% Cu	% Al	% Mo
0,095	0,219	0,38	0,013	0,02	0,03	0,04	0,06	0,052	0,01

Es wurden dehnungsgesteuerte Schwingversuche an ungeschweißten und geschweißten Flachproben sowie geschweißten Kehlnahtproben in unterschiedlichen Bearbeitungszuständen nach Abb. 5.31 verwendet.

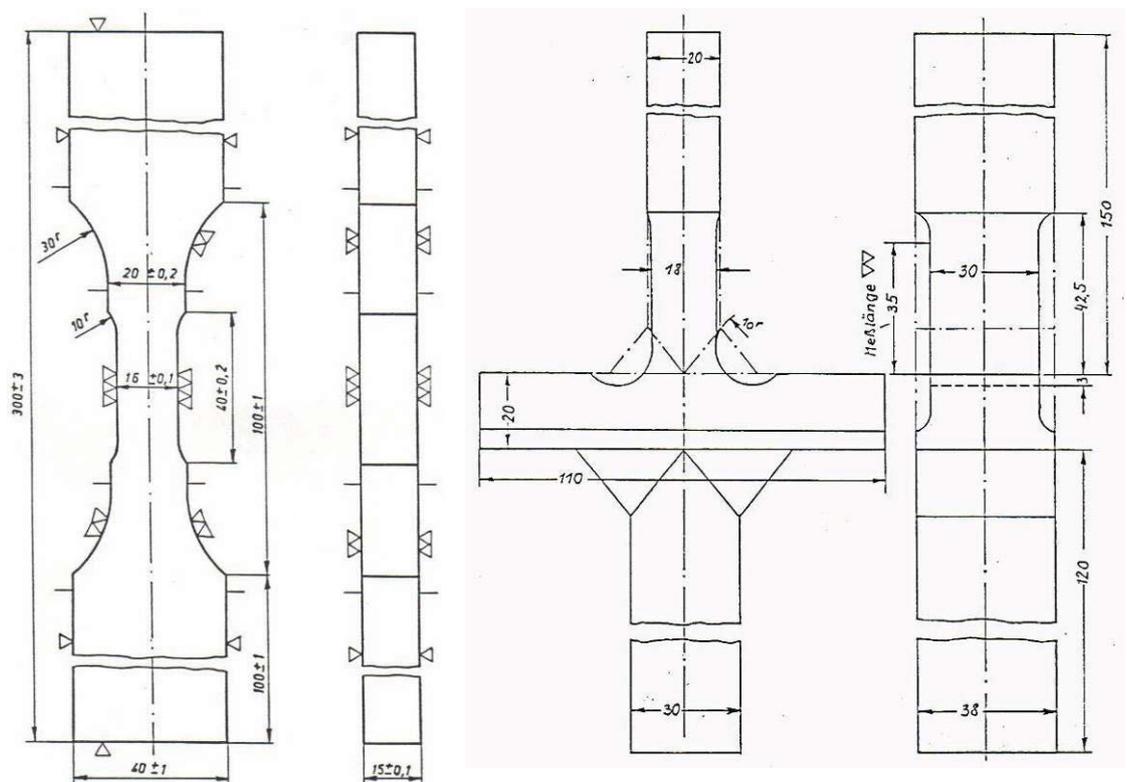


Abb. 5.31: Abmessungen der verwendeten Flach- und Kehlnahtproben [5.49].

Folgende Bearbeitungszustände der Kehlnahtproben wurden vorgesehen:

Probenform A: Unbearbeitete und sandgestrahlte Oberflächen

Probenform B: Bearbeitet durch Fräsen und Polieren

Probenform C: Wie Probenform A, jedoch zusätzlich längsgeschliffen

Probenform D: Wie Probenform A, jedoch zusätzlich quergeschliffen

Probenform E: Wie Probenform A, jedoch zusätzlich geschliffen und poliert

Probenform F: Wie Probenform B, jedoch zusätzlich längsgeschliffen

Probenform G: Wie Probenform B, jedoch zusätzlich quergeschliffen

In Anlehnung an die für Generatorkonstruktionen typische Beanspruchung und um die Vorgänge in solchen Maschinen vorerst mit Hilfe einfacher Proben zu erfassen, wurden hochfrequente sinusförmige Überschwingungen niederfrequenten Grundschwingungen überlagert.

Es kamen dabei zwei verschiedene Wellenformen für die Grundschwingung zur Anwendung, eine dreieckförmige und eine trapezförmige; letztere jedoch mit verschiedenen Haltezeiten in der Zugphase. In beiden Fällen von Wellenformen wurden unterschiedliche Dehnungsamplituden aufgebracht.

Grundschwingungsarten:

Trapezfunktion:

Anstiegszeit:	12 s	12 s
Haltezeit (Zugphase):	30 s	93 s
Abfallzeit:	12 s	12 s
Haltezeit (Druckphase):	6 s	8 s
Zykluszeit:	60 s	125 s

Um den Einfluss der Haltezeit bei der trapezförmigen Grundschiwingung auf das Ermüdungsverhalten beurteilen zu können, wurden auch Versuche mit einer dreieckigen Schwiwingungsform (Haltezeit am Dehnungsmaximum = 0) bei den gleichen Dehnungen wie bei der trapezförmigen Grundschiwingung durchgeführt:

Dreieckfunktion:

Anstiegzeit:	12 s
Abfallzeit:	12 s
Zykluszeit:	24 s

Die Kurzzeitschwiwingfestigkeitsversuche wurden an einer servohydraulischen Prüfmaschine (Hydropulser) des Typs Instron 1255 durchgeführt.

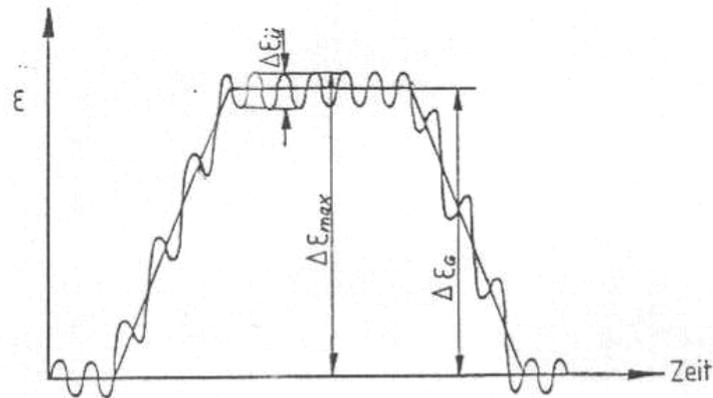
Für die Regelung der Schwiwingungszyklen verwendet man das elektrische Signal (Istwert-Signal) eines an der Probe befestigten Dehnungsaufnehmers mit einer Messlänge von 35 mm.

Die gewünschten Amplitudenschwiwingformen werden von einem internen (für die Grundschiwingung) und einem externen Frequenzgenerator (für die Überschiwingung) vorgegeben.

Die Dehnungsschwiwingbreiten der Grundschiwingungen lagen in allen Fällen zwischen 0 und 1,5%, in einigen Fällen bei 2% und bis zu 3%.

Die Frequenz der Überschiwingung betrug in allen Fällen 40 Hz. Die Dehnungsschwiwingbreite ($\Delta\varepsilon_{ii}$) der überlagerten sinusförmigen Funktion lag in allen Fällen bei 0,075% Dehnung.

Die Überschwingung wurde der Grundschwingung so überlagert, dass die Dehnung der Grundschwingung der Mitteldehnung der Überschwingung entspricht (Abb. 5.32).



$\Delta \varepsilon_{\max}$... Maximale Dehnung
 $\Delta \varepsilon_G$ Dehnschwingbreite der Grundschwingung
 $\Delta \varepsilon_{\ddot{u}}$ Dehnschwingbreite der Überschwingung

Abb. 5.32: Überlagerte Grund- und Überschwingung (schematisch)

Die Ermittlung des ersten Anrisses erfolgt bei den geschweißten Flachproben mit Hilfe des 5%-Kriteriums (siehe Punkt 5.3.2), bei den Kehlnahtproben durch visuelle Beobachtung.

Bei der visuellen Ermittlung wurde die Anrisslastspielzahl bei Auftreten eines Oberflächenrisses in der Größe von 1–2 mm festgelegt. Die mit diesen beiden Verfahren ermittelten Anrisslastspielzahlen wurden im Rasterelektronenmikroskop durch Auszählen der Schwingungstreifen überprüft.

Um eine Rissfortschrittskurve erstellen zu können, wurden die Proben nach erfolgtem Anriss bei 400°C zwei- bis dreimal unterschiedlich lange geglüht. Die Glühdauer betrug bei der ersten Glühung 9 min, bei der zweiten Glühung 7 min und bei der dritten Glühung 5 min. (Heat Tinting Verfahren).

Dadurch ergab sich eine unterschiedlich starke Oxidation der Bruchoberfläche, wodurch die jeweilige Rissfortschrittsfront nach dem Bruch mit der jeweiligen Lastwechselzahl koordiniert werden konnte. Die Anzahl der Lastwechsel zwischen den Glühungen wurden der zu erwartenden Bruchlastspielzahl angepasst.

Die Aufnahme der Rissfortschrittskurve wurde für die Amplitudenverhältnisse

$Q = 0$

$Q = 0,075$ und

$Q = 0,3$ durchgeführt.

$$Q = \frac{\Delta \varepsilon_{\ddot{u}}}{\Delta \varepsilon_G} \quad \begin{array}{l} \Delta \varepsilon_{\ddot{u}} \dots \text{Dehnungsamplitude der Überschwingung} \\ \Delta \varepsilon_G \dots \text{Dehnungsamplitude der Grundschwingung} \end{array} \quad \text{Gl. 5.16}$$

5.5.2 Versuchsergebnisse

5.5.2.1 Versuchsergebnisse der ungeschweißten Proben

In den Abb. 5.33 bis 5.35 sind die Ergebnisse der ungeschweißten Proben (Grundwerkstoff) wiedergegeben. Die Anrisslastspielzahl N_i wurde mit Hilfe des 5%- Kriteriums bestimmt (Abb. 5.14).

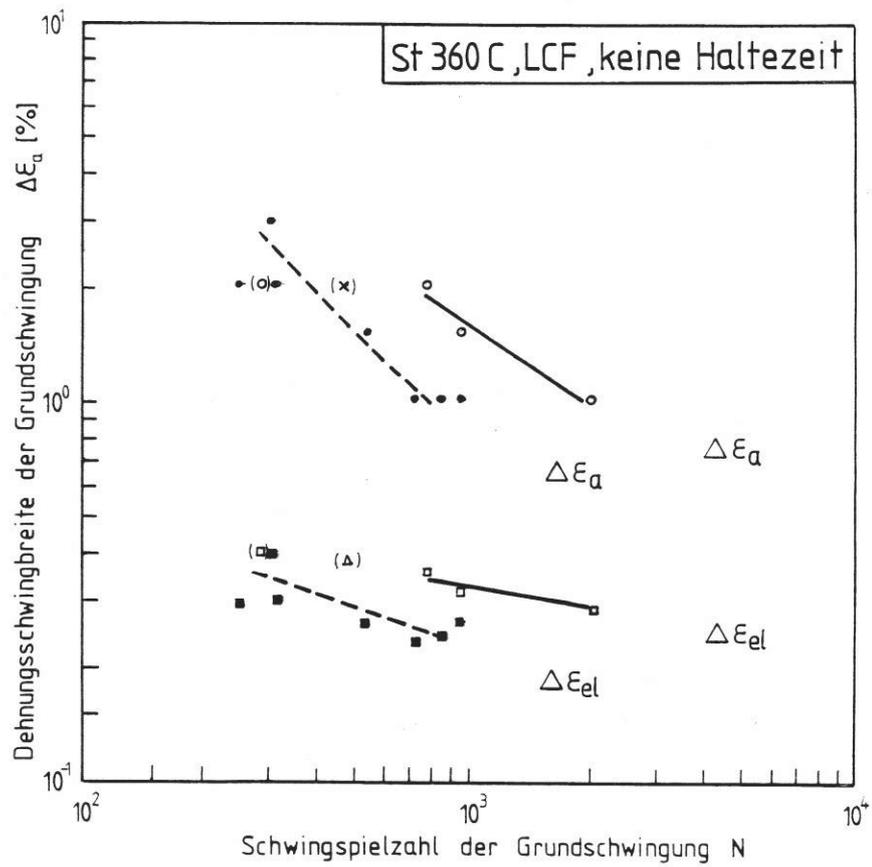
Vergleicht man die Werte der reinen Grundschwingung aus den Abb. 5.33, 5.34 und 5.35 miteinander, so kann man kaum Unterschiede in den Lastspielzahlen bei verschiedenen Amplitudenformen erkennen. Die Ergebnisse liegen hier in einer gewissen Streubreite vor.

Das bedeutet, dass die verschiedenen Amplitudenformen bei den angewandten Dehnungsamplituden und Frequenzen keinen deutlichen Unterschied in der Bruchlastspielzahl erkennen lassen.

Eine eindeutige Tendenz zeigen jedoch die Werte der Versuche aus Grundschiwingung mit kombinierter Überschiwingung (40 Hz). Hier scheint es so, dass durch die hohe Frequenz der Überschiwingung es tatsächlich zu einer Verringerung der Lebensdauer kommt. Ausnahmslos alle Werte weisen hier im Verhältnis zur reinen Grundschiwingung niedrigere Lastwechselzahlen auf. Besonders deutlich ist dies bei der Trapezfunktion mit 93 s Haltezeit ersichtlich (Abb. 5. 35).

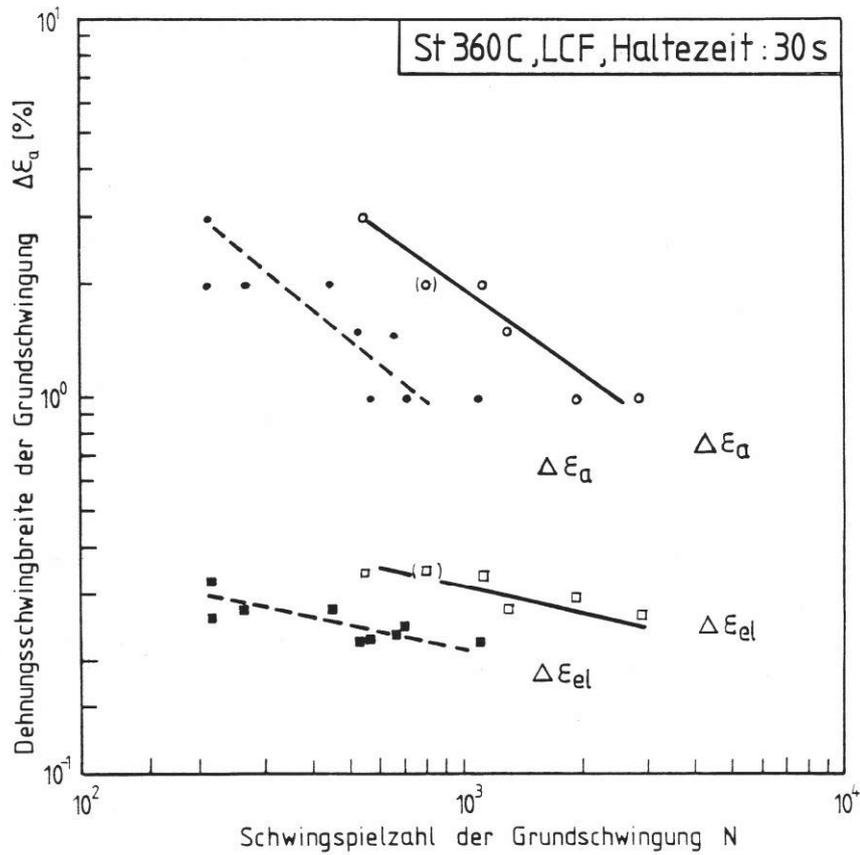
Um den Einfluss der Überschiwingung allein erfassen zu können, wurde ein Versuch bei konstanter Mitteldehnung von 3% mit zusätzlich überlagerter, sinusförmiger Schwiwingung kleiner Amplituden ($\Delta\varepsilon_{ii} = 0,075\%$) gefahren. Es zeigte sich hierbei, dass die Beanspruchung durch die Überschiwingung allein keinen Probenbruch verursachte, da bei $17,9 \times 10^6$ Lastwechseln zumindest noch immer keine sichtbare Schädigung eingetreten war. Es ist daraus zu schließen, dass die Überschiwingung vermutlich nicht zur Rissbildung beiträgt, sondern möglicherweise nur zu einem beschleunigten Wachstum der durch die Grundschiwingung gebildeten Risse führt.

Wie in den Abbildungen 5. 33, 5. 34 und 5. 35 gezeigt wird, kommt es bei Überlagerung von Grund- und Überschiwingung eindeutig zu einer Verringerung der Lebensdauer gegenüber der reinen Grundschiwingung.



- Grundschiwingung ohne Haltezeit für $\Delta \epsilon_a$
- Grundschiwingung ohne Haltezeit für $\Delta \epsilon_{el}$
- Grundschiwingung ohne Haltezeit+Überschiwingung für $\Delta \epsilon_a$
- Grundschiwingung ohne Haltezeit+Überschiwingung für $\Delta \epsilon_{el}$
- (○, x) Temperaturmessung (Nr. 58, 59)

Abb. 5.33: Abhängigkeit der Lastspielzahl von der Dehnungsamplitude
(Dreieckfunktion, Frequenz der Überschiwingung: 40Hz)



- Grundschiwingung mit Haltezeit für $\Delta \varepsilon_a$
- Grundschiwingung mit Haltezeit für $\Delta \varepsilon_{el}$
- - -○- - - Grundschiwingung mit Haltezeit + Überschiwingung für $\Delta \varepsilon_a$
- - -□- - - Grundschiwingung mit Haltezeit + Überschiwingung für $\Delta \varepsilon_{el}$
- (○), (□) Gesamt- bzw. elastische Dehnung ohne Haltezeit in der Druckphase (Nr. 79)

Abb. 5.34: Abhängigkeit der Lastspielzahl von der Dehnungsamplitude (Trapezfunktion/30s Haltezeit, Frequenz der Überschiwingung: 40Hz)

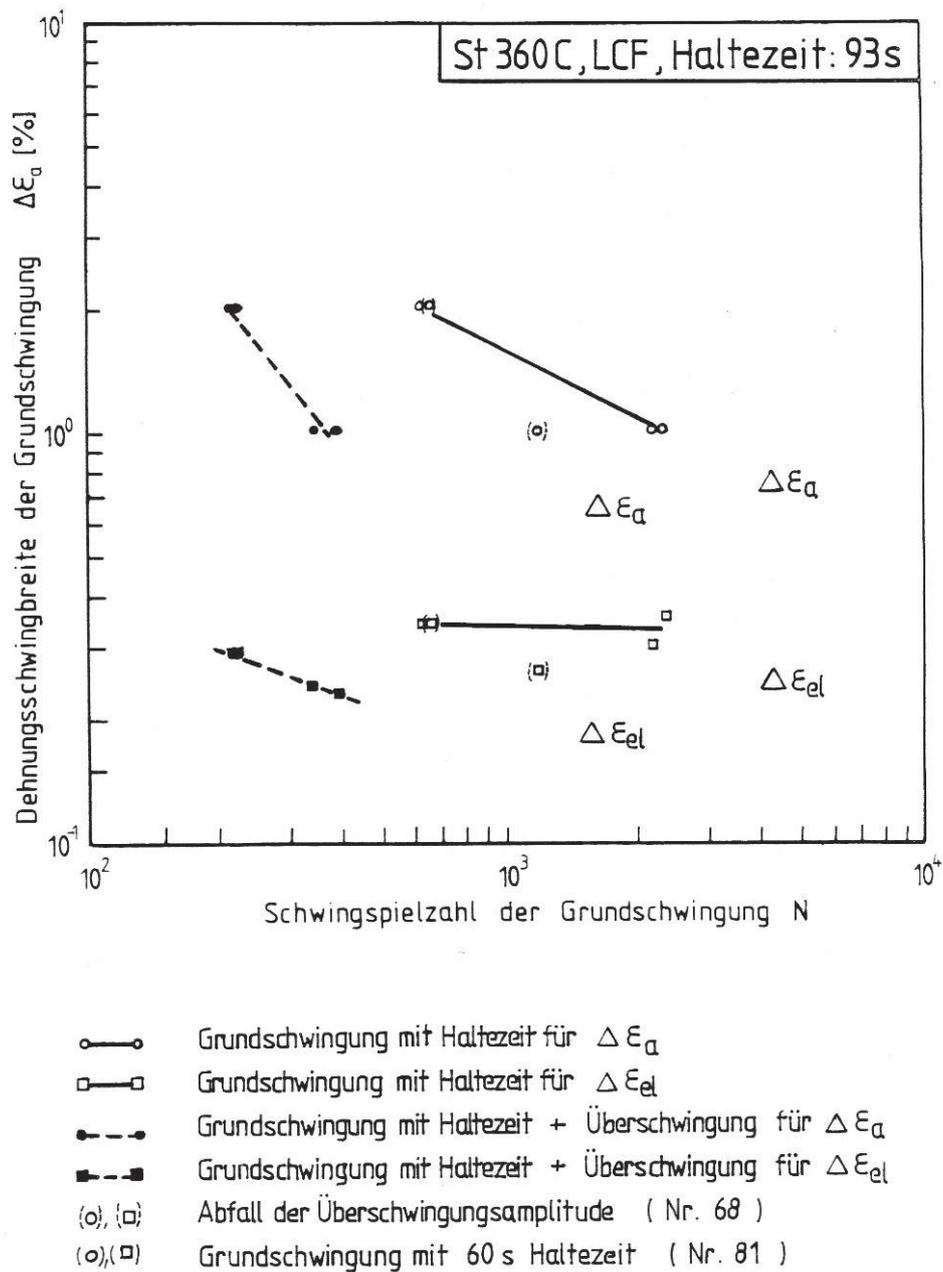


Abb. 5.35: Abhängigkeit der Lastspielzahl von der Dehnungsamplitude (Trapezfunktion/93s Haltezeit, Frequenz der Überschiwingung: 40Hz)

Auswertungen der Anrisslastspielzahl im Rasterelektronenmikroskop zeigen sehr unterschiedliche Ergebnisse im Verhältnis zur Auswertung nach dem 5%-Kriterium bzw. der mit freiem Auge sichtbaren Anrisse.

Aus Abbildung 5.36 (Dreieckfunktion + Überschwüfung, 0-2% Dehnung) kann man erkennen, dass, vermutlich durch den Wegfall der Haltezeiten im Dehnungsmaximum, die Schwingungstreifen durch die Grundschiwingung auf rasterelektronenmikroskopischen Aufnahmen nicht deutlich ausgeprägt sind (im Vergleich z.B. zu Abb. 5.38). Es ist daher schwierig, die Zyklenzahl nach der Anrissbildung zu bestimmen. Für diese Probe wurden auf der rasterelektronenmikroskopischen Aufnahme noch ca. 160 Lastspiele bis zum endgültigen Versagen gezählt. Dies bedeutet aber, dass etwa die Hälfte der Zyklen zur Anrissbildung benötigt wurde.

Durch die Anwendung des 5%-Kriteriums bestimmte man jedoch eine Anrisslastspielzahl von $N_i = 320$ bei einer Bruchlastspielzahl von $N_f = 339$, was nur einen Unterschied von 20 Lastwechseln zwischen Risskeimbildung und Restbruch ergeben würde. Diese Aussage stimmt mit der Einbauchung der Hysteresiskurve auf der Druckseite zusammen (Abb. 5.37), die bei 320 Lastwechseln zum ersten Mal einen Knick aufweist.

Somit liegen deutliche Differenzen zwischen den rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen und der Bestimmung der Anrisslastspielzahl nach H. Zenner und R. Heidenreich [5.18] vor. Das 5%-Kriterium stellt nur eine Richtlinie für die Festlegung des Anrissbeginnes für einen zähen Werkstoff dar (z.B. bei Stählen mit hoher Festigkeit verwendet man das 1 % - Kriterium).

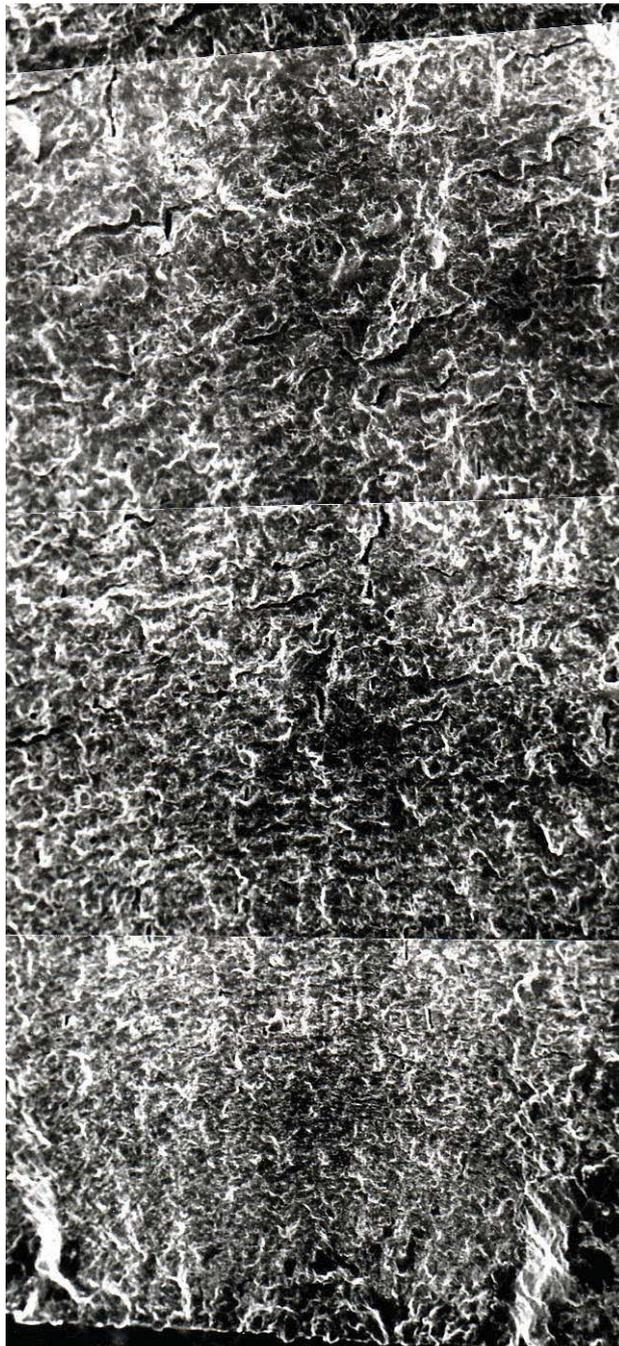


Abb. 5.36: Probe Nr. 74, Dreieckfunktion + Überschwingung, 0-2% Dehnung,
 $N_f=339$, $V=50x$

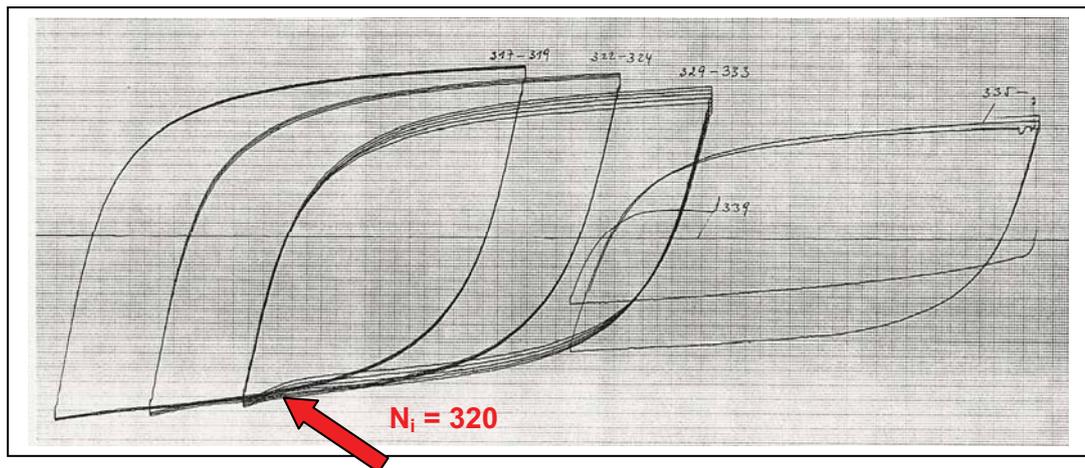


Abb. 5.37: Hysteresiskurve der Probe Nr. 74 mit Einbauchung auf der Druck-seite bei einer Anrisslastspielzahl von $N_i = 320$ Lastwechsel.

Bei einigen wenigen Proben, die während der gesamten Versuchsführung beobachtet worden waren, konnte das Entstehen eines mit freiem Auge sichtbaren Anrisses festgehalten werden.

Dabei lag die so ermittelte Anrisslastspielzahl zwischen der des 5%-Kriteriums und der aus den rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen. Die drei Verfahren sind somit nicht untereinander vergleichbar.

Die geringere, der Anrissbildung zugehörige Zyklenzahl, die man bei der rasterelektronenmikroskopischen Auswertung bestimmte, könnte auf die hohe Vergrößerung ($V=50x$) zurückzuführen sein, mit der die Bereiche um den Riskeim untersucht worden sind.

Abbildung 5.38 (Trapezfunktion mit 93s Haltezeit + Überschwingung, 0-2% Dehnung) zeigt, dass es durch die große Haltezeit am Dehnungsmaximum zu einer relativ gleichmäßigen Ausbildung von Schwingungstreifen der Grundschiwingung kommt (Vergleich zu Abb. 5.37 - Dreieckfunktion mit Überschwingung).

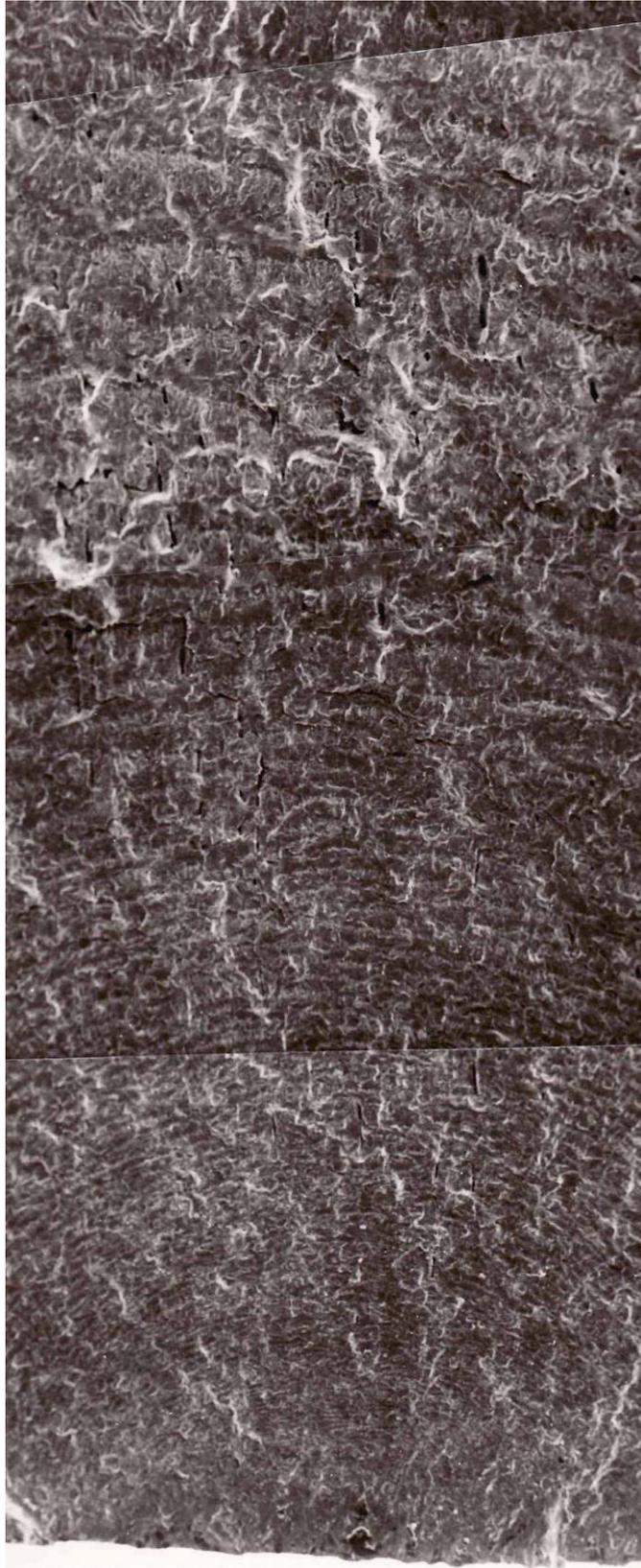


Abb. 5.38: Probe Nr.71, Trapezfunktion (93s Haltezeit) + Überschwingung, 0-2%, $N_f=240$, $V=50x$

Die Zahl der hier gerade noch ersichtlichen Schwingungszyklen konnte mit ca. 100 Lastwechseln festgelegt werden, was bedeutet, dass wiederum ungefähr die Hälfte der aufgebrauchten Schwingenspiele dem Anrissbeginn angehört.

Die näheren Untersuchungen des Überschwingungseinflusses am Rasterelektronenmikroskop brachten Hinweise auf zusätzlichen Rissfortschritt zur Grundschwingung.

Die Abbildungen 5.39 und 5.40 stellen die Schwingungsstreifen der Überschwingung, die sich zwischen einem Lastwechsel, bzw. einem Rissfortschrittszyklus der Grundschwingung befinden, dar. Die Schwingungsstreifen der hochfrequenten Vibrationen konnten erst bei hohen Vergrößerungen (ab etwa $V=500x$) gefunden werden. In Abbildung 5.40 sieht man die striations der Überschwingung (40 Hz, Amplitudenschwingbreite = 0,075%) am Anfang des letzten Lastwechsels vor dem Restbruch. Die Streifen sind hier durch die geringere Rissausbreitungsgeschwindigkeit im Verhältnis zu Abbildung 5.41 noch relativ fein ausgeprägt.

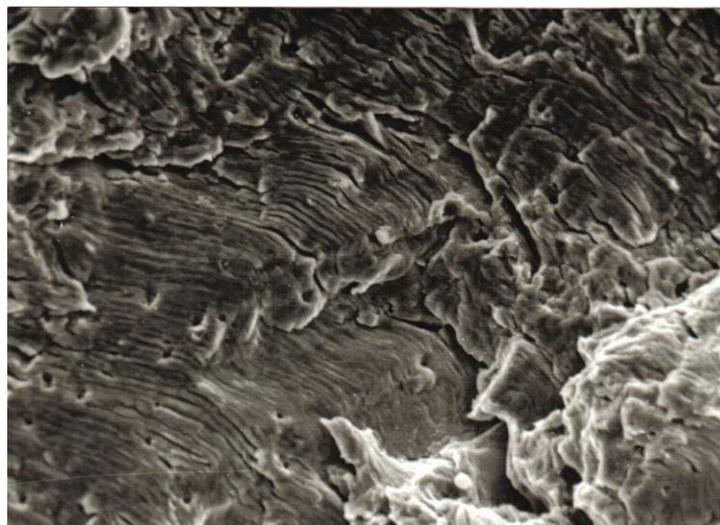


Abb. 5.39: Probe Nr.71, Feine Schwingungsstreifen der Überschwingung nahe dem Rissbeginn bei Trapezfunktion (93s), 0-2% Dehnung, $N_f=240$, $V=1000x$

Abbildung 5.40 zeigt den Rissfortschritt der hochfrequenten Schwingung am Ende der letzten Beanspruchungsamplitude vor dem Bruch. Man kann feststellen, dass die Schwingungstreifen mit rascherem Rissfortschritt immer breiter werden. Daraus lässt sich schließen, dass nicht die Grundschiwingung alleine ein Risswachstum, sondern auch die überlagerten Vibrationen eine verstärkte Rissausbreitung bewirken.

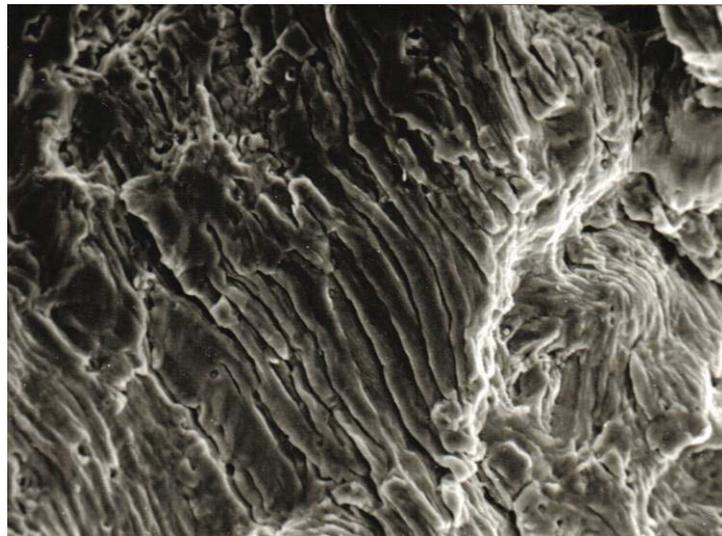


Abb. 5.40: Probe Nr.71, Breite Schwingungstreifen der Überschwingung nahe dem Rissende bei Trapezfunktion (93s), 0-2% Dehnung, $N_f=240$, $V=1000x$

Durch die Belastung im Low Cycle Fatigue - Bereich traten bei einigen Proben außer dem eigentlichen Riss, der schließlich zum Bruch führte, noch zusätzlich Anrisse auf (Abb. 5.41). Diese Risse waren bei einigen Proben, unabhängig von der angewandten Dehnungsschwingbreite, sehr stark ausgebildet.

Vermutlich führt das Zusammenwirken beider Risse zu einem geringeren Rissfortschritt und damit zu einer längeren Lebensdauer, wenn sich der zweite Anriss innerhalb der Messstrecke des Dehnungsaufnehmers befindet, da sich hier beide Risse bei Belastung öffnen und bei Entlasten schließen. Es kommt möglicherweise zu einer Verringerung der Dehnungsamplitude, da sich die beiden Dehnungsbeträge durch die Rissöffnung in ihrer Wirkung überlagern. Dies bedeutet, dass der vorgegebene Dehnungswert nicht mehr stimmt.

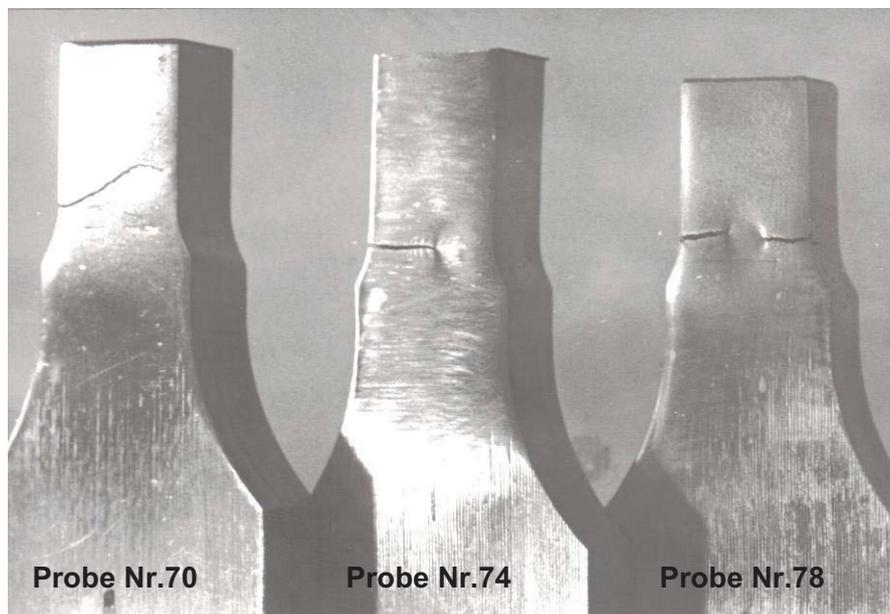


Abb. 5.41: Zusätzlich auftretende Risse an Proben dehnungsgesteuerter Schwingversuche.

Nr.70: Trapezfunktion (93s) + Überschwingung, 0-1% Dehnung

Nr.74: Dreieckfunktion (24s) + Überschwingung, 0-2% Dehnung

Nr.78: Trapezfunktion (93s) + Überschwingung, 0-1% Dehnung

5.5.2.2 Versuchsergebnisse der geschweißten Proben

Um die Dehnungskonzentrationsverteilung zu erfassen, wurden auch Zugversuche an einer bearbeiteten und einer unbearbeiteten Probe durchgeführt. Dabei wurden zwei Dehnungsaufnehmer so angebracht, dass mit einem nur der Grundwerkstoff, mit dem zweiten auch die Schweißnaht erfasst wurde. Aus den Zugversuchen ergaben sich eine Streckgrenze von 300 N/mm² und eine Zugfestigkeit von 420 N/mm². Ein Vergleich der Messwerte der beiden Dehnungsaufnehmer zeigte eine Konzentration der Dehnung im Grundwerkstoff. Es ergaben sich folgende Messwerte (Tabelle 5.2):

Tabelle 5.2: Verteilung der Dehnungskonzentrationen

	bearbeitete Probe					unbearbeitete Probe				
σ [N/mm ²]	296	314	330	348	364	292	318	341	357	383
ε_{G+S} [%]	0.5	1.0	1.5	2.0	3.0	0.5	1.0	1.5	2.0	3.0
ε_G [%]	1.32	1.84	2.32	3.0	4.1	1.04	1.94	2.82	3.54	4.96
$\varepsilon_G/\varepsilon_{G+S}$	2.64	1.84	1.55	1.5	1.36	2.08	1.94	1.88	1.77	1.65

ε_G Dehnung im Grundwerkstoff

ε_{G+S} Dehnung in Grundwerkstoff und Schweißnaht

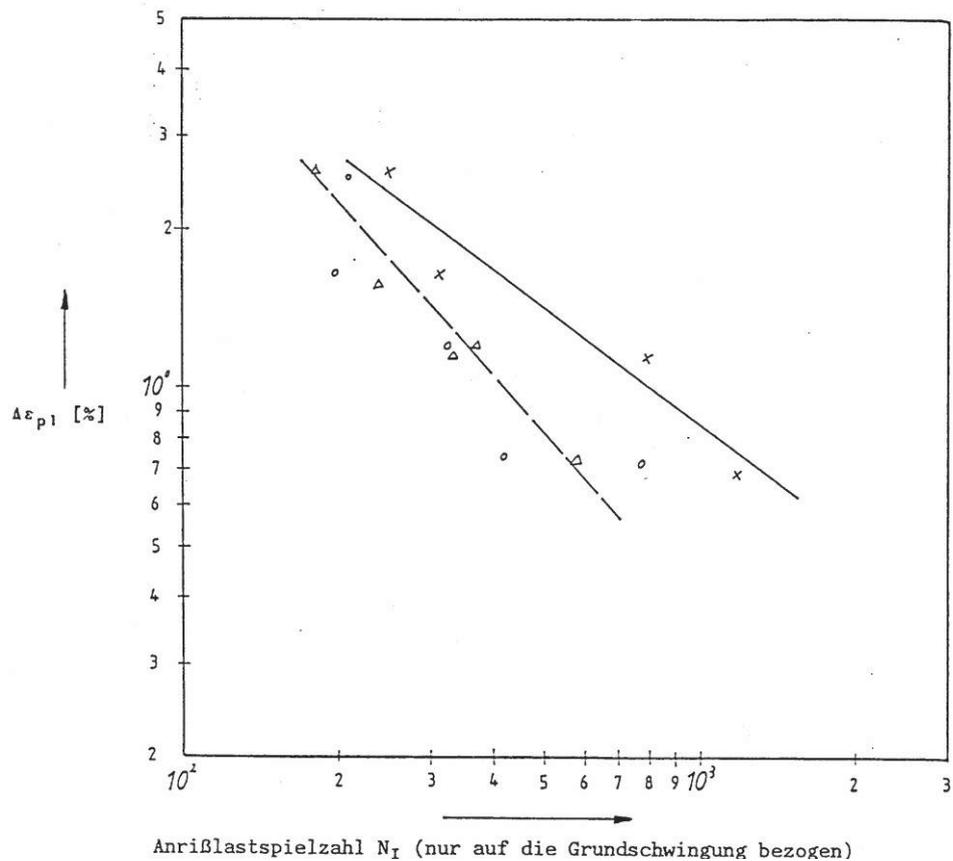
Aus diesen Messwerten lässt sich entnehmen, dass die Dehnungskonzentration im Grundwerkstoff mit steigender Dehnung abnimmt, was auf eine Verfestigung des Grundwerkstoffes zurückzuführen ist. Bei der unbearbeiteten Probe ist die Dehnungskonzentration im Grundwerkstoff wegen des größeren Querschnittes der Schweißnaht höher als bei der bearbeiteten Probe.

Bei allen untersuchten Proben kam es, unabhängig von der Amplitudenform der Grundschwingung und vom Oberflächenzustand, bei einer Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung im Vergleich zu einer Beanspruchung ohne Überschwingung zu einem deutlichen Abfall der Anriss- und Bruchlastspielzahlen, was in den Abb. 5. 42 - 5. 44 zu sehen ist, obwohl die Beanspruchung durch die Überschwingung unter der Dauerfestigkeit liegt.

Da sich die maximale Dehnung bei einer Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung um den Betrag $\Delta\varepsilon_{\bar{u}}/2$ erhöht (siehe Abb. 5. 32), kommt es auch zu einer Erhöhung der Gesamtdehnung. Eine Berechnung nach Coffin-Manson ergab, dass die Erhöhung der plastischen Dehnung durch die Überschwingung bei weitem nicht ausreicht, den starken Abfall der Anriss- und Bruchlastspielzahlen zu erklären. Die relative Vergrößerung der plastischen Dehnung durch die Überschwingung stieg mit steigendem Amplitudenverhältnis Q.

Es konnte auch festgestellt werden, dass bei einer bestimmten Beanspruchung, Amplitudenform, Haltezeit und Oberflächenzustand sowohl der Rissbeginn als auch der Rissfortschritt im gleichen Ausmaß beeinflusst wurden, da das Verhältnis N_i/N_B für die Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung und für die Beanspruchung ohne Überschwingung unter der Dauerfestigkeit liegt.

Abb. 5.42 zeigt, dass bei Stumpfnähten kein Unterschied der Anrisslastspielzahlen für Dreiecksschwingung und Trapezschwingung mit 30 s Haltezeit besteht. Aus diesem Grund fallen die Anrisslastspielzahlen für die Dreiecks- und Trapezschwingung unter Berücksichtigung einer gewissen Streuung in eine gemeinsame Kurve. Für ungeschweißte Flachproben wurde der gleiche Effekt festgestellt (Punkt 5.5.2.1).



- x Dreiecksschiwingung ohne Überschiwingung
- o Dreiecksschiwingung mit Überschiwingung
- Δ Trapezschiwingung (30 s Haltezeit) mit Überschiwingung

Abb. 5.42: Einfluss der Amplitudenform und Überschiwingung bei Stumpfnahtproben

Die Lebensdauer der hier untersuchten geschweißten Flachproben lag wegen der Konzentration der Dehnung im Grundwerkstoff unter der Lebensdauer der ungeschweißten Flachproben.

Im Gegensatz dazu ist für Kehlnähte festzustellen, dass bei steigender Haltezeit in der Zugphase die Anrißlastspielzahl sinkt, da je Zyklus der Grundschiwingung mehr Überschiwingungen aufgebracht werden können (Abb. 5.43).

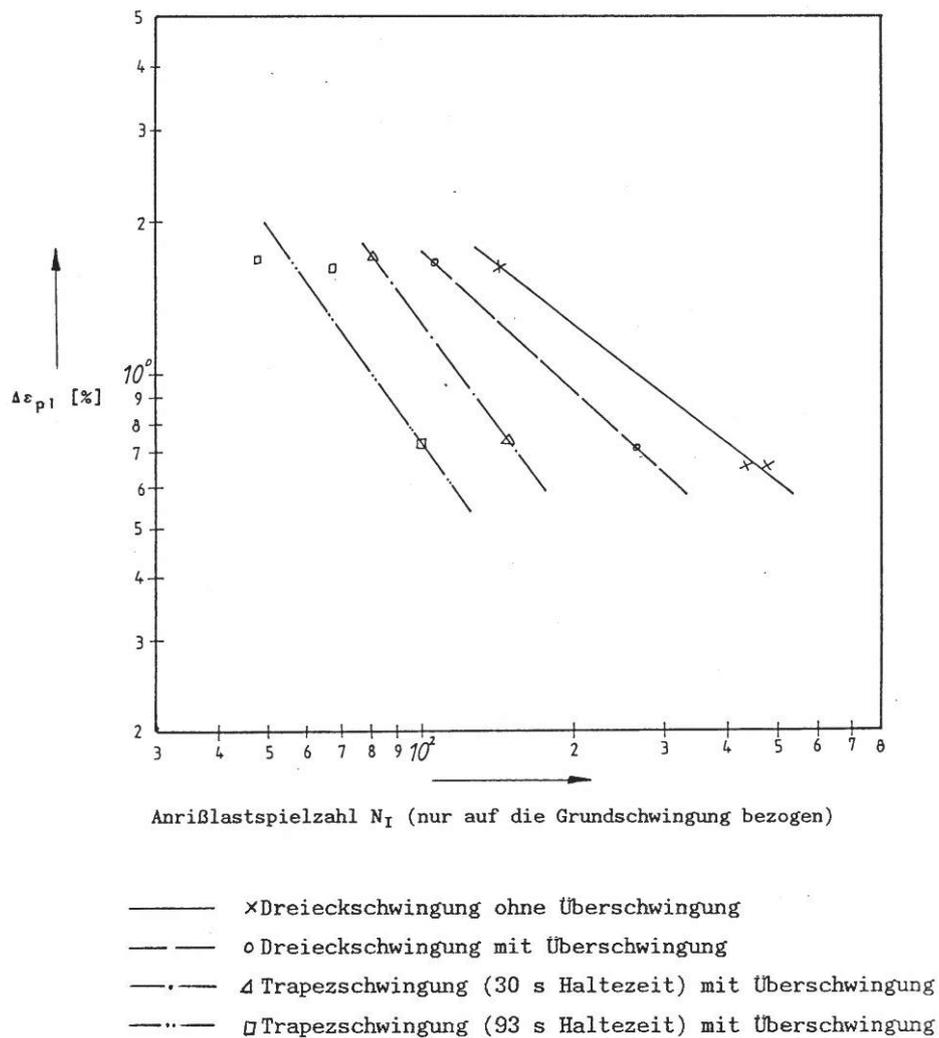


Abb. 5.43: Einfluss der Amplitudenform und Überschiwingung bei gefrästen und polierten Kehlnahtproben

Das entspricht auch den Ergebnissen von Versuchen an ungeschweißten Ti-Werkstoffen von B. E. Powell und T. V. Duggan [5.48]).

Die gefrästen und polierten Proben (Probenform B) wiesen im Vergleich zu den unbearbeiteten und sandgestrahlten Proben (Probenform A) sowohl mit als auch ohne Überschiwingung eine wesentlich größere Anriss- und Bruchlastspielzahl auf (Abb. 5.44).

Die erreichte Steigerung der Lebensdauer hing von der Dehnungsamplitude der Grundschiwingung ab.

Bei einer höheren Dehnungsamplitude der Grundschiwingung war die erreichte Steigerung der Anrisslastspielzahl durch die Bearbeitung geringer als bei kleinen Dehnungsamplituden. Das lässt darauf schließen, dass eine Beanspruchung mit kleinen plastischen Dehnungen empfindlicher auf die Oberflächenrauigkeit reagiert.

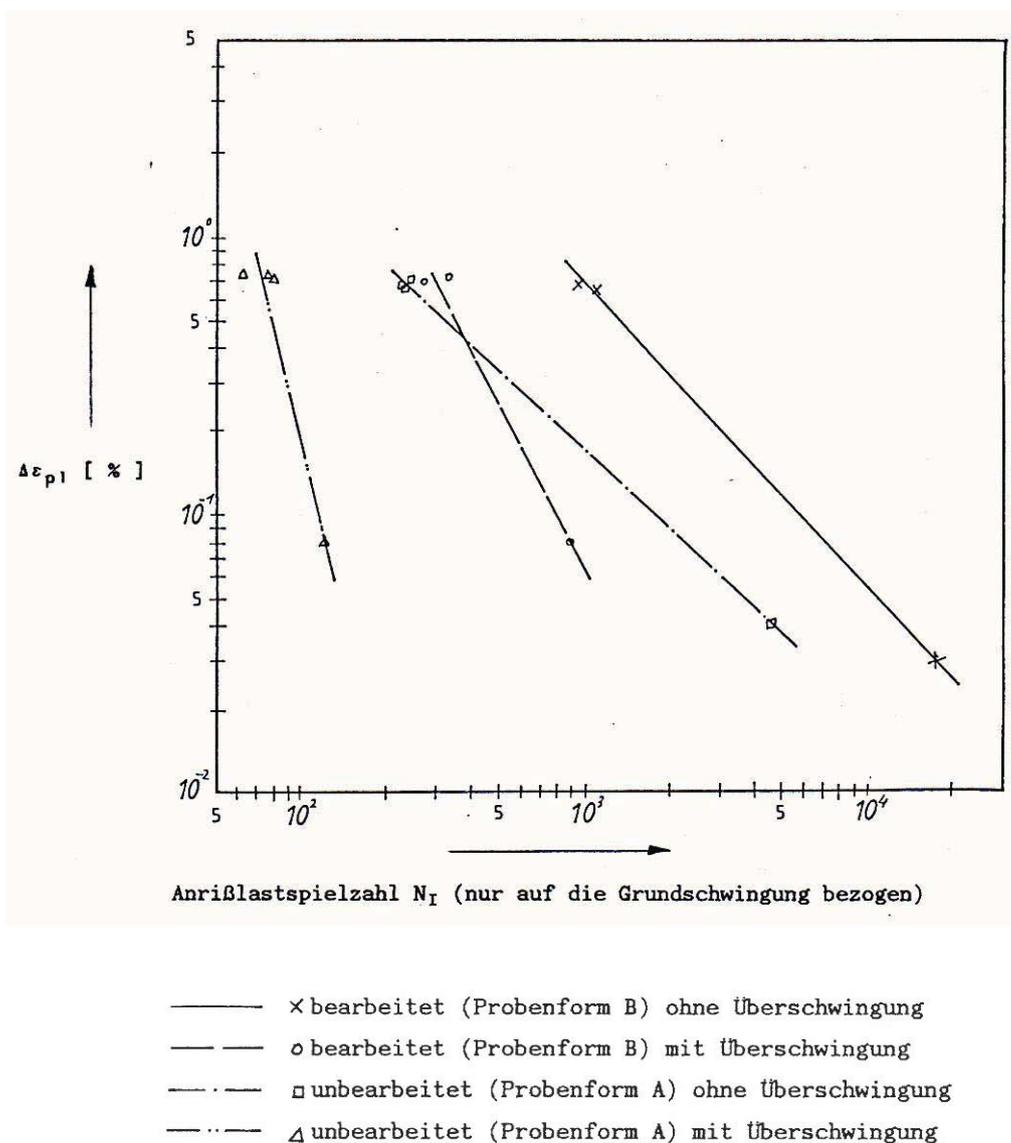


Abb. 5.44: Einfluss des Bearbeitungszustandes bei einer Beanspruchung mit Trapezschiwingung (30 s Haltezeit)

Bei den unbearbeiteten und in Längsrichtung zur Belastung überschliffenen Proben (Probenform C) lag die Anrisslastspielzahl zwischen den Anrisslastspielzahlen der unbearbeiteten und sandgestrahlten (Probenform A) und der gefrästen und polierten Proben (Probenform B). Die Anrisslastspielzahlen der in Querrichtung geschliffenen Proben (Probenform D) lagen erwartungsgemäß unter der in Längsrichtung geschliffenen Proben, aber immer noch über den Anrisslastspielzahlen der unbearbeiteten und sandgestrahlten Proben (Probenform A).

Versuche an unbearbeiteten und überschliffenen Proben, die nachträglich poliert wurden (Probenform E), zeigten, dass hier die Anrisslastspielzahlen der gefrästen und polierten Proben (Probenform B) erreicht werden konnten und diese sogar übertrafen.

In allen Fällen wurde festgestellt, dass der Oberflächenzustand nur Einfluss auf den Rissbeginn, nicht aber auf den Rissfortschritt hat.

Die Aufnahme einer Rissfortschrittskurve für die Kehlnahtproben (siehe Abb. 5.45) ergab für die Paris-Gleichung die Parameter $C=3,62 \times 10^{-7}$ und $n=3,4$ für die Belastung ohne Überschwingung und $C=3,25 \times 10^{-7}$, $n=1,79$ für Belastung mit Grund- und Überschwingung bei einem Amplitudenverhältnis $Q=0,075$.

Da in der Rissfortschrittskurve bei dem Amplitudenverhältnis $Q=0,075$ der in Abb. 5.45 mit 1) bezeichnete Punkt stark aus der Reihe fällt, wurde eine weitere Rissfortschrittskurve ermittelt, die den Punkt 1) nicht berücksichtigt. Dabei ergaben sich die Parameter $C=7,47 \times 10^{-7}$ und $n=2,65$. Für $Q=0,3$ lassen sich C und n wegen der geringen Anzahl an Werten nicht sinnvoll angeben.

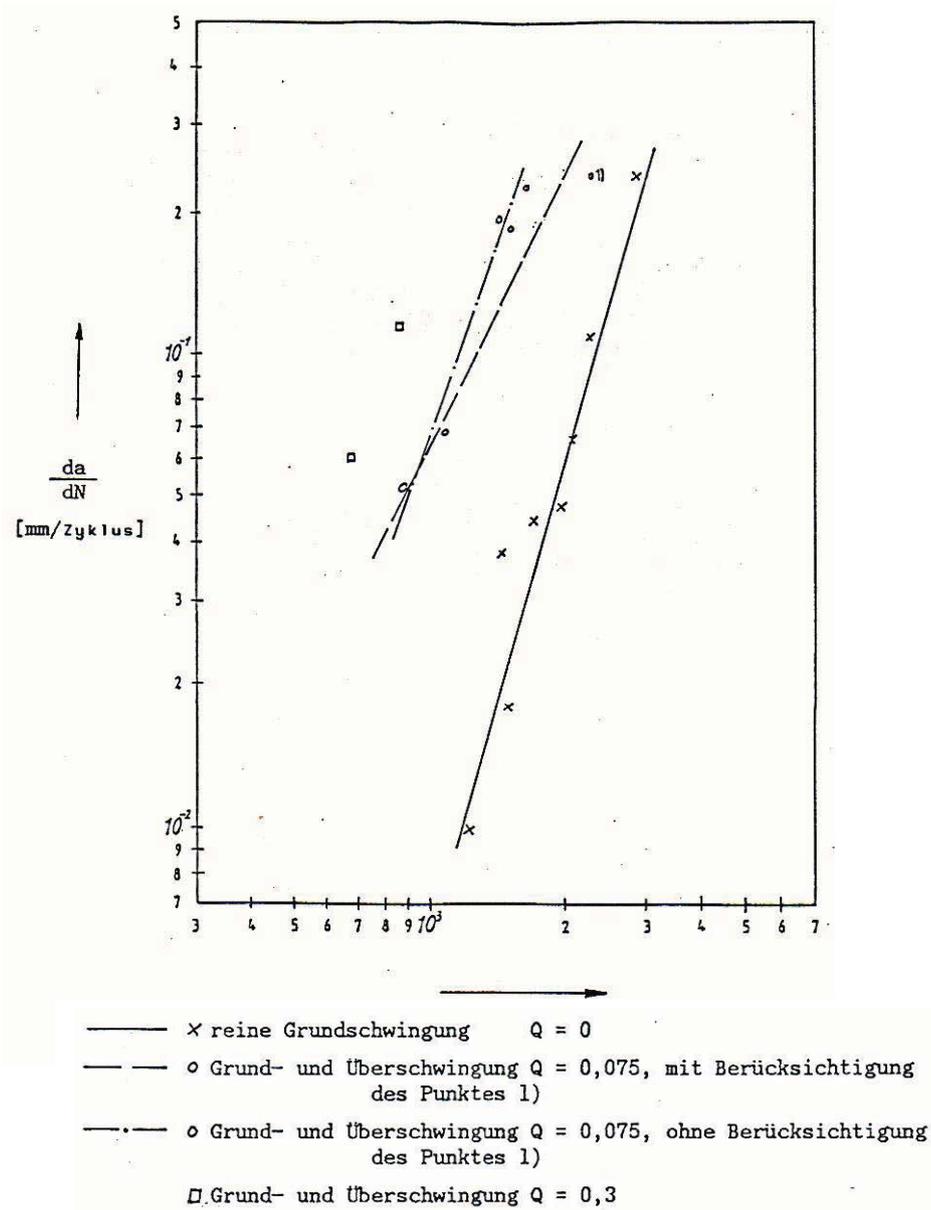
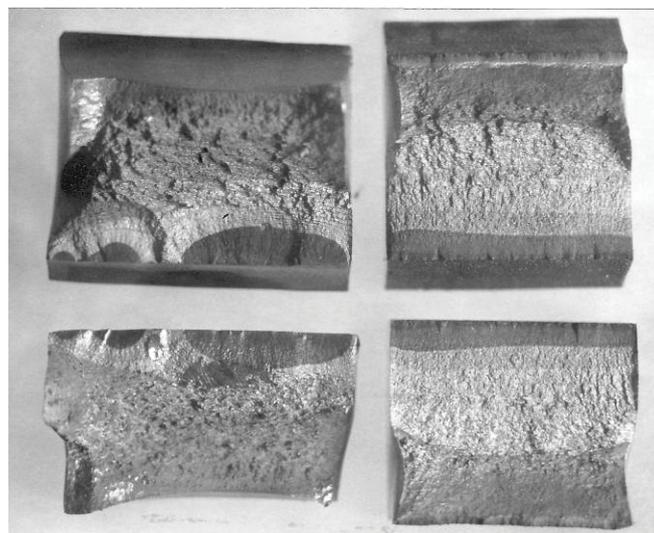


Abb. 5.45: Rissfortschrittskurve $da/dN - \Delta K$ für unterschiedliche Amplitudenverhältnisse Q

Es zeigt sich aber trotzdem, dass bei steigendem Amplitudenverhältnis das Risswachstum beschleunigt wird (siehe Abb. 5.45). Dieses Ergebnis deckt sich mit den Untersuchungen von B. E. Powell und T. V. Duggan [5.48].

Die Risse traten bei den unbearbeiteten und sandgestrahlten Proben (Probenform A) ausnahmslos am Übergang zwischen Schweißnaht und Grundwerkstoff auf. Grund dafür scheint eine erhöhte Dehnungskonzentration im Grundwerkstoff aufgrund der höheren Härte der Schweißnaht zu sein. Außerdem kommt es im Übergang von Grundwerkstoff zu Schweißnaht in der umgekehrten Grobkornzone zu einem Abfall der Härte, was die Rissbildung in dieser Zone begünstigt. Auch die Anrisse an den gefrästen und polierten Proben traten überwiegend im Übergang zwischen Schweißnaht und Grundwerkstoff oder im Grundwerkstoff auf.

Nur bei einigen gefrästen und polierten Kehlnahtproben (Probenform B) kam es zu Rissen in der Schweißnaht. Diese Brüche hatten bereits makroskopisch ein anderes Aussehen als die Brüche im Grundwerkstoff. Das zeigt die Abb. 5.46, wobei bei der Probe 27T der Bruch in der Schweißnaht, bei der Probe 26T im Grundwerkstoff auftrat. In dieser Abbildung ist auch gut die unterschiedlich starke Oxidation durch das „heat tinting“ zu sehen. In der Schweißnaht gingen die Risse immer von mehreren Punkten aus.



Probe 27T

Probe 26T

Abb. 5.46: Probe 27T; Riss in der Schweißnaht
Probe 26T; Riss im Grundwerkstoff

Bei den Untersuchungen am Rasterelektronenmikroskop konnten zwar kleine Einschüsse festgestellt werden, als Ursache für den Rissbeginn konnten sie aber ausgeschlossen werden. Der Grund für die Risse in der Schweißnaht scheint der Geometrieinfluss zu sein, da bei den geschweißten Flachproben keine Risse in der Schweißnaht festgestellt wurden.

Mit Hilfe des Rasterelektronenmikroskops sollte die Rissbildung und der Rissfortschritt untersucht werden. Zu diesem Zweck wurde die Anzahl der Lastwechsel für den Rissfortschritt N_p zwischen Rissbeginn und Bruch anhand der Schwingungsstreifen ausgezählt.

Da die Bruchlastspielzahl bekannt ist, lässt sich die Anrisslastspielzahl rechnerisch bestimmen ($N_I = N_B - N_p$, siehe Punkt 5.3). Ein Vergleich der mit dem 5%-Kriterium ermittelten Anrisslastspielzahl (siehe Punkt 5.3.2) bei Stumpfnahthproben mit den am Rasterelektronenmikroskop ermittelten Anrisslastspielzahlen brachte keine Übereinstimmung.

Die mit Hilfe des 5%-Kriteriums ermittelten Anrisslastspielzahlen lagen immer über den im Rasterelektronenmikroskop ermittelten Anrisslastspielzahlen.

Für die Kehlnahthproben wurde zusätzlich zur visuellen Bestimmung stichprobenartig die Anrisslastspielzahl mit dem 5%-Kriterium ermittelt. In allen Fällen lag die visuelle ermittelte Anrisslastspielzahl unter der mit dem 5%-Kriterium ermittelten Anrisslastspielzahl. Die am Rasterelektronenmikroskop ermittelte Anrisslastspielzahl (bei 50-facher Vergrößerung) lag zwischen den Werten des 5%-Kriteriums und der visuellen Bestimmung.

Vergrößert man jedoch den Anfangsbereich des Rissfortschritts 150-fach, so stimmt die Anrisslastspielzahl durch visuelle Beobachtung mit der im Rasterelektronenmikroskop ermittelten Anrisslastspielzahl überein. Abb. 5.47 zeigt die Schwingungstreifen der Grundschwingung.



Abb. 5.47: Schwingungstreifen der Grundschwingung Probe 20T (100-fach)

Bei allen durchgeführten Versuchen gingen die Risse von der Probenoberfläche aus. Es konnten zwar bei den Rissen der Schweißnaht kleine Einschlüsse festgestellt werden, die aber aufgrund ihrer Lage im Probeninneren nicht zum Rissbeginn beitrugen. In manchen Fällen traten neben den Anrissen, die zum Bruch führten, noch zusätzliche Anrisse auf, die aber auf die Oberfläche beschränkt blieben. Diese Risse traten auch bei den gefrästen und polierten Proben auf (Probenform B), bei denen eine äußere Kerbe für die Rissbildung ausgeschlossen werden konnte.

Bei einigen Proben waren neben den Schwingungstreifen der Grundschwingung auch die Schwingungstreifen der Überschwingung sichtbar (Abb. 5.48). In den meisten Fällen kam es jedoch nur zur Ausbildung von Rattermarken, was aber auf eine Relativbewegung der beiden Bruchflächen beim schrittweisen Rissfortschritt schließen lässt (Mod II bzw. III).

Bei einer Belastung ohne Überschwingung war ein Auszählen der Schwingungstreifen nicht möglich, da sie nicht deutlich genug ausgeprägt waren.

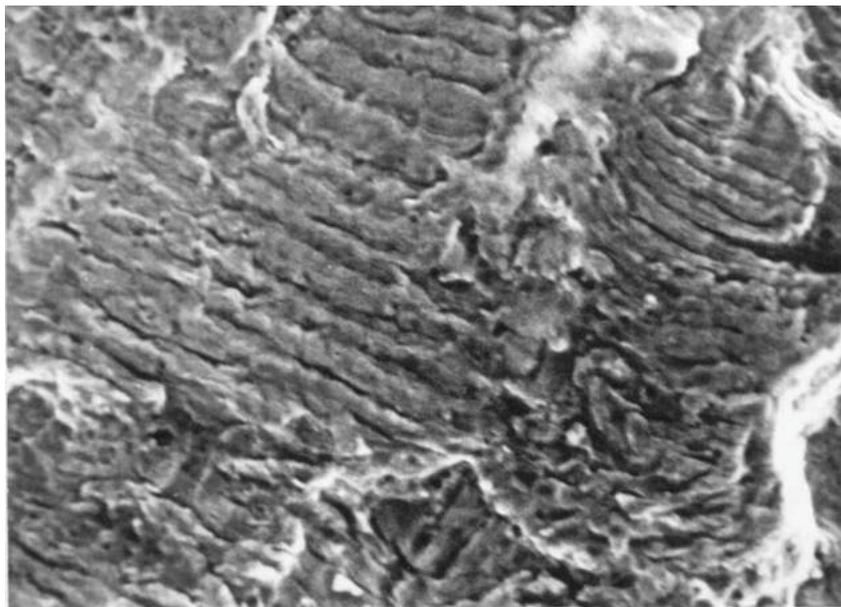


Abb. 5.48: Schwingungstreifen der Überschwingung Probe 28T (1000-fach)

5.6. Diskussion der Versuchsergebnisse

5.6.1 Ungeschweißte Proben

Bei den Untersuchungen der dehnungsgesteuerten Schwingversuche mit 1%, 1,5%, 2% und 3% Dehnungsschwingbreite traten bei reinen Grundschrwingungen mit dreieckförmigen bzw. trapezförmigen (30s und 93s Haltezeit im Zugmaximum) Amplitudenformen keine ausgeprägten Unterschiede in der Lebensdauer auf. Die Lastwechselzahlen der bis zum Gewaltbruch belasteten Proben lagen alle in einem vertretbaren Streuband. Dies steht vorerst im Widerspruch zu Arbeiten in [5.4], wonach es bei trapezförmiger bzw. rechteckiger Schwingungsamplitude bei Spannungssteuerung zu einer höheren plastischen Verformung und damit zu einer Verringerung der Lebensdauer kommt. Da aber in dieser Arbeit eine Dehnungssteuerung erfolgte und diese ausschließlich für die Schädigung verantwortlich ist, wird bei gleicher Dehnungsamplitude auch die gleiche Schädigung auftreten, und allfällige Kriechvorgänge bei Haltezeiten im Dehnungsmaximum werden elektronisch angesteuert. Es werden sich daher auch Einflüsse durch die Schwingungsform eliminieren.

Nicht erklärt werden kann, warum bei Dreieckamplituden die Schwingungstreifenbildung nicht so deutlich ist wie bei trapezförmigen Amplituden. Möglicherweise ist aufgrund der längeren Haltezeit am Dehnungsmaximum bei trapezförmigen Amplituden eine Oxidation der Bruchfläche nicht ganz ausgeschlossen.

Die Überlagerung der beiden Grundschrwingungen mit einer sinusförmigen, hochfrequenten Schwingung derselben Amplitudenschwingbreite (40 Hz, Schwingbreite: 0,075%) ergab eine deutliche Tendenz zur Verringerung der Bruchlastspielzahl.

Da die Überschwingung alleine (Rampenfunktion) auch noch nach Lastwechseln von $17,9 \times 10^6$ keine mikroskopisch sichtbare Schädigung verursachte, scheint die Grundschiwingung hauptsächlich für die Rissbildung verantwortlich zu sein. Die Überschwingung liegt auch nach dem Wöhlerschaubild der untersuchten Stahlsorte weit unter der Dauerfestigkeit.

Die Bestimmung der Anrisslastspielzahl mit dem 5%-Kriterium brachte keine Übereinstimmung mit den rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen und der Festlegung des Anrissbeginnes mit freiem Auge, der nur bei einzelnen Proben festgehalten werden konnte. Die mit den verschiedenen Verfahren ermittelten Anrisslastspielzahlen sind offenbar nicht miteinander vergleichbar.

Wenn ein Anriss entstanden ist, trägt die Überschwingung zum rascheren Rissfortschritt und damit zu einer Verkürzung der Lebensdauer bei. Diese Aussage wird durch die Verringerung der Bruchlastspielzahl mit zunehmender Haltezeit (dreieckförmige bzw. trapezförmige Amplitudenformen) und damit zunehmender Anzahl der Überschwingungen bestätigt. Wie die rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen zeigten, können bei einer Überlagerung von Überschwingungen die einzelnen Überschwingungen, zumindest bei den hohen Spannungsintensitäten des raschen Rissfortschrittes, einzeln in Form von Schwingungsstreifen sichtbar gemacht werden.

Möglicherweise wirkt dann die Spannung der Grundschiwingung am Dehnungsmaximum während der längeren Haltezeit als Mittelspannung für die Überschwingung. Allerdings müssen die beiden positiv in Zugrichtung addierten Spannungsausschläge die Spannungsintensitätsschwelle ΔK_0 überschreiten. Es müsste daher ein Anriss vorhanden sein, wenn eine Überschwingung zum beschleunigten Risswachstum beitragen soll.

In welcher Weise die Überschwingung eine Verkürzung der Anrisslebensdauer ergibt, kann auf Grund der bisherigen Untersuchungen nicht gesagt werden. Es ist ohne weiteres denkbar, dass auch die etwas erhöhte Zugspannungskomponente durch die kleine zusätzliche Überschwingung zur rascheren Riskeimbildung beiträgt.

Für eine eindeutige Absicherung einer Wöhlerkurve oder in diesem Fall der Manson-Coffin-Darstellung reicht die Anzahl der Proben nicht aus. Deshalb wurde auch auf eine Erstellung der Faktoren und Hochzahlen im Manson-Coffin-Gesetz verzichtet. Nachdem aber alle Messpunkte bei Aufbringung von Überschwingungen mit 40 Hz immer bei geringeren Bruchlastspielzahlen lagen als die mit geringster Bruchlastspielzahl ohne Überschwingung, kann man zumindest den tendenziellen Einfluss einer Überschwingung als gegeben annehmen. Zur Absicherung des Ergebnisses würden noch weitere Versuche notwendig sein.

Für die Praxis ergibt sich aber die Aussage, dass Überschwingungen auch bei kleinen Amplituden, die weit unter der Dauerfestigkeit liegen, zu einer Verringerung der Lebensdauer führen. Solche Überschwingungen treten z.B. durch Vibrationen im Betrieb von hydraulischen Maschinen (Generatoren, Turbinen, etc.) auf.

5.6.2 Geschweißte Proben

Bei der Untersuchung der dehnungsgesteuerten Schwingversuche an den geschweißten Proben kam es in allen Fällen zu einem beträchtlichen Abfall der Lebensdauer bei einer Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung im Vergleich zu einer Beanspruchung ohne Überschwingung.

Die höhere plastische Dehnung bei der Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung ist jedoch nicht groß genug, um den starken Abfall der Lebensdauer zu erklären.

Es kam nicht nur zu einem Abfall der Bruchlastspielzahl, sondern es wurde die Anrisslastspielzahl im gleichen Ausmaß reduziert wie die Bruchlastspielzahl. Die Ursache dafür, dass die Überschwingung den Rissbeginn in diesem Ausmaß beeinflusst, scheint die Tatsache zu sein, dass die Überschwingung bei einer durch die Grundschiwingung vorgegebenen Mitteldehnung aufgebracht wird. Es zeigte sich auch, dass bei einer Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung bei steigendem Amplitudenverhältnis Q die Lebensdauer stärker herabgesetzt wird, da hier die relative Erhöhung der Spannungsintensität durch die Überschwingung größer ist. Die mit Hilfe von Glühungen (heat tinting) aufgestellte Rissfortschrittcurve zeigt ebenfalls, dass mit steigendem Amplitudenverhältnis Q das Risswachstum rascher erfolgt.

Wie bei den ungeschweißten Proben trat auch bei den geschweißten und bearbeiteten Stumpfnahproben bei einer Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung keine Änderung der Lebensdauerabhängigkeit von der Haltezeit der Grundschiwingung auf. Dieses Ergebnis deckt sich mit den Untersuchungen an den ungeschweißten Flachproben.

Im Gegensatz dazu zeigte sich bei den Kehlnahproben ein Abfall der Lebensdauer mit steigender Haltezeit der Grundschiwingung. Das entspricht auch den Ergebnissen von T. Henderson, B. E. Powell und T. V. Duggan [5.46].

Die Ursache für die unterschiedlichen Ergebnisse bei Stumpf- und Kehlnähten liegt möglicherweise daran, dass bei den Kehlnahproben die Schweißnahtgeometrie sowie Einflüsse aufgrund metallurgischer Kerben stärker überwiegen als bei den Stumpfnahproben.

Eine Bearbeitung der Schweißnähte führte erwartungsgemäß zu einer Erhöhung der Lebensdauer, wobei die Lebensdauer mit sinkender Rauigkeit zunimmt.

Es zeigt sich auch, dass die Richtung der Riefen die Lebensdauer beeinflusst. Liegen die Riefen senkrecht zur Beanspruchungsrichtung, so kommt es wesentlich früher zu einem Anriss als bei Riefen parallel zur Beanspruchungsrichtung. Die Steigerung bzw. Verringerung der Lebensdauer infolge der Bearbeitung ist dabei nur durch die Beeinflussung der Anrisslastspielzahl gegeben, da die Anzahl der Zyklen zwischen dem Rissbeginn und dem Bruch gleich bleibt und durch die Oberflächenrauigkeit nicht beeinflusst wird.

Für die Praxis ist die Tatsache interessant, dass sogar eine Bearbeitung durch Schleifen quer zur Beanspruchungsrichtung im Vergleich zu einer unbearbeiteten und sandgestrahlten Oberfläche zu einer Erhöhung der Lebensdauer führt. Dies ist deshalb interessant, da in vielen Fällen an geschweißten Bauteilen ein Schleifen in Längsrichtung nicht möglich ist.

Es zeigte sich weiters, dass bei kleinen Dehnungsamplituden der Grundschiwingung die Steigerung der Lebensdauer durch eine Verringerung der Oberflächenrauigkeit größer ist als bei großen Dehnungen. Das lässt darauf schließen, dass Beanspruchungen mit kleinen plastischen Dehnungen empfindlicher auf die Oberflächenbeschaffenheit, offenbar durch den Einfluss der höheren Kerbschärfe, reagieren.

Die Versuche wurden nur mit wenigen Proben durchgeführt, so dass die Anzahl der untersuchten Proben für eine abgesicherte Aufzeichnung der Manson-Coffin-Geraden nicht ausreichte. Deshalb wurde auch hier auf eine Erstellung von Faktoren und Hochzahlen im Manson-Coffin-Gesetz verzichtet. Eine Lebensdauervorhersage ist nach R. Danzer [5.50] wegen der geringeren Probenzahl und wegen der vielen Einflussgrößen bei Schweißverbindungen nicht möglich. Da aber im Bereich der Kurzzeitermüdung im Vergleich zu Versuchen im Dauerfestigkeitsbereich das Streuband der Bruchwahrscheinlichkeit relativ schmal wird, lassen sich zumindest Tendenzen erkennen.

5.7 Literatur zu Kapitel 4

- [5.1] Bericht der Elin Union AG „BE“ Km/H vom 20.11.1976
- [5.2] Hajek, R.: Untersuchungen zum Werkstoffverhalten bei schwingender Beanspruchung mit Überschwingungen kleiner Amplituden. Diplomarbeit am Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung der Montanuniversität Leoben, 1987
- [5.3] Panzenböck, H.: Untersuchungen zum Rissbeginn und Rissfortschritt von Schweißproben bei schwingender Beanspruchung mit Überschwingungen kleiner Amplitude. Diplomarbeit am Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung der Montanuniversität Leoben, 1987.
- [5.4] Dahl, W.: Verhalten von Stahl bei schwingender Beanspruchung, Verlag Stahleisen m.b.H., Düsseldorf 1978
- [5.5] Wöhlerlinien-Katalog, JFL, Dresden
- [5.6] Domke, W.: Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung, Verlag W. Girardet, Essen 1973
- [5.7] Berg- und Hüttenmännische Monatshefte, Sonderabdruck aus Jahrgang 130, Heft 8, Springer-Verlag, Wien 1985
- [5.8] Danzer, R.: Materialermüdung- und Dauerschwingversuch, Skriptum "Ermüdung", Montanuniversität, Leoben 1980
- [5.9] Pilo, D., Reik, W., Mayr, P., Macherauch, E.: Inhomogene Deformationsvorgänge in der anrissfreien Ermüdungsphase unlegierter Stähle, Archiv für Eisenhüttenwesen, Nr. 11, 1977
- [5.10] Schäffer, H.: persönliche Mitteilung, Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung, Montanuniversität Leoben,
- [5.11] Maurer, K.L.: Vorlesung " Werkstoffprüfung ", Montanuniversität, Leoben WS 1984/85
- [5.12] Remy, L.: Cyclic Deformation and Crack Initiation Process, Fatigue 84, Vol, 1, International Editorial Paneel
- [5.13] Neumann, P.: Bildung und Ausbreitung von Rissen bei Wechselperformung, Zeitschrift für Metallkunde, 1967

- [5.14] Munz, D., Schwalbe, K., Mayr, P.: Dauerschwingungsverhalten metallischer Werkstoffe, Band 3, Verlag Friedr. Vieweg & Sohn GmbH, Braunschweig, 1971
- [5.15] Danzer, R.: Low Cycle Fatigue, Montanuniversität, Leoben 1979
- [5.16] Tokaji, K., Ogawa, T., Harada, Y.: The Growth of Small Fatigue Cracks in a Low Carbon Steel; The Effect of Microstructure and Limitations of Linear Elastic Fracture Mechanics, Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 9, No. 3, 1986
- [5.17] Gregor, V.: Growth of Fatigue Cracks from Weld Defects at Low Cycle Fatigue, Low Cycle Fatigue and Elasto Plastic Behaviour of Materials, Elsevier Applied Science, London and New York, 1987
- [5.18] Zenner, H., Heidenreich, R.: Zum Anrissbeginn im Niederwechselbereich, Materialprüfung 20, Nr. 11, November 1978
- [5.19] Heckel, K.: Einführung in die technische Anwendung der Bruchmechanik, Verlag Carl Hanser, München 1970
- [5.20] Schwalbe, K. H.: Bruchmechanik metallischer Werkstoffe, Hanser Verlag, München-Wien, 1980
- [5.21] Blumenauer, H., Pusch, G.: Technische Bruchmechanik, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig, Springer-Verlag, Wien-New York 1982
- [5.22] Ponschab, H.: Dissertation am Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung, Montanuniversität, Leoben 1984
- [5.23] Maurer, K. L.: Vorlesung "Spezielle Werkstoffprüfung", Montanuniversität Leoben, WS 1986/87
- [5.24] Neumann, A.: Gestaltfestigkeitsprobleme bei Schweißkonstruktionen, Schweißtechnik, Juni 1967
- [5.25] Tomberger, G., Maier, K, Maurer, K. L.: Rissbeginn und Rissfortschritt in unlegierten Kohlenstoffstählen, Z. Werkstofftechnik 11, 21-30, 1980
- [5.26] Buchmayr, B., Dissertation am Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung, Montanuniversität, Leoben 1983
- [5.27] Romaniv, O. N., Tkach, A. N., Siminkovich, V. N.: Structural Generalities of Fatigue Threshold Formation in Steels, Fatigue 84, vol. 1, International Editorial Panel

- [5.28] Radhakrishnan, V. M.: Crack Propagation From Notches, Fatigue 84, Vol. 1, International Editorial Paneel
- [5.29] Dziubinsky, J., Adamiec, P., Brunne, W.: A Welded Joint Microstructure Effect on Low Cycle Fatigue, Low Cycle Fatigue and Elasto Plastic Behaviour of Materials, Elsevier Applied Science, London an New York, 1987
- [5.30] Yoder, G.R., Cooley, L. A., Crooker, T. W.: On the Role of Microstructure in the Growth of Fatigue Cracks, Fatigue 84, Vol. 1, International Editorial Paneel
- [5.31] Shijve, J.: The Practical and Theoretical Significance of Small Cracks, Fatigue 84, vol. 2, International Editorial Paneel
- [5.32] Verreman, Y., Bailon, J.P., Masounare, J.: Fatigue Life Prediction of Welded Joints – a Re-Assessment, Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 10, No, 1, 1987
- [5.33] Lachmann, E., Rie, K. T., Ruge, J.: Belastung von Schweißkonstruktionen im Kleinschwingspielzahlbereich aus der Sicht der Gütersicherung, DVM, Arbeitskreis Betriebsfestigkeit, Stuttgart, 1979
- [5.34] Duggan, T. V., Proctor, M. W.: Prediction of Crack Formation Life in Notched Specimens, Advances in Fracture Research, Vol. 2, Cannes, April 1981
- [5.35] Rabensteiner, G.: Vorlesungsskriptum „Schweißen und Schweiß-zusatzwerkstoffe“, Montanuniversität Leoben, SS 1986
- [5.36] Ohta, A., Maeda, Y., Magari, T., Nishijama, S., Nakamura, H.: Fatigue Strength Evaluation of Welded Joints Containing High Tensile Residual Stresses, International Journal of Fatigue, Vol. 8, No. 3, 1986
- [5.37] Lawrence, F. V. jr., Mazumdar, P. K.: Application of Strain-Controlled Concepts on the Prediction of Weldment Fatigue Life, DVM, Arbeitskreis Betriebsfestigkeit, Stuttgart, 1979
- [5.38] Braid, J. E. M., Knot, J. F.t: Fatigue Crack Propagation in the Vicinity of Weld-Deposits in High Strength Structural Steel, Advances in Fracture Research, Vol. 1, Cannes, April 1981

- [5.39] Radaj, D.: Anwendung der Bruchmechanik auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen, DVM, Arbeitskreis Bruchvorgänge, Freiburg, 1987
- [5.40] Rie, K. T., Lachman, E.: Low Cycle Fatigue of Welds, DVW, Arbeitskreis Betriebsfestigkeit, Stuttgart, 1979
- [5.41] Jaenicke, B., Helms, R., Florian, W., Lipp, H. J., Seidl, W., Kaiser, B.: Untersuchungen zur Zeit- und Kurzzeitfestigkeit von St E 47 und St E 70 in geschweißtem und ungeschweißtem Zustand, DVW, Arbeitskreis Betriebsfestigkeit, Stuttgart, 1979
- [5.42] Bosansky, J.: Possibilities to Increase Welded Joint Life at Low Cycle Fatigue, Low Cycle Fatigue and Elasto Plastic Behaviour of Materials, Elsevier Applied Science, London and New York, 1987
- [5.43] Denys, R. M.: The Role of Defect Size in the Assessment of the Engineering Significance of Local Brittle Zones on Wide Plate Test Performance, DVM, Arbeitskreis Bruchvorgänge, Freiburg, 1987
- [5.44] Burget, J., Blauel, J.G.: Bruchmechanische Kennwertermittlung an Schweißverbindungen – ein Beitrag zum Stand der Technik, DVM, Arbeitskreis Bruchvorgänge, Freiburg, 1987
- [5.45] Erismann, T.H.: Ein Verfahren zur Abschätzung der Lebensdauer von Materialien bei unregelmäßigen Belastungsfolgen, Schweizer Archiv Nr.3, Zürich 1970
- [5.46] Powell, B.E., I. Henderson, T.V. Duggan: The effect of combined major and minor stress cycles on fatigue crack growth, Department of Mechanical Engineering, Portsmouth Polytechnic, Fatigue 84
- [5.47] Powell, B.E., I. Henderson: The conjoint action of high and low cycle fatigue, Mechanical Behaviour of Materials, AFWAL, Final Scientific Report, Ohio 1983
- [5.48] B. E. Powell, T. V. Duggan: The Influence of Minor Cycles on Low Cycle Fatigue Crack Growth in Ti-5331 S, Low Cycle Fatigue and Elasto Plastic Behaviour of Materials, Elsevier Applied Science, London and New York, 1987
- [5.49] Untersuchungsberichte VOEST ALPINE, 1983-87 Leoben
- [5.50] Danzer, R.: Persönliche Mitteilung, Montanuniversität Leoben, 1987

6.0 Verifizierung der Versuchsergebnisse anhand von Normen und Regelwerken

Nach der Wiederaufnahme der Untersuchungen über den Einfluss von überlagerten Schwingungen an Schweißverbindungen im Kurzzeitbereich, wurde die Idee geboren, die erhaltenen Versuchsergebnisse mit den vorhandenen Daten der zur Zeit in Anwendung befindlichen Normen und Regelwerke zu vergleichen und, falls möglich, in vorhandene Berechnungsverfahren einfließen zu lassen.

In diesem Kapitel wird nun der Versuch unternommen, die aus den beiden Diplomarbeiten [4.2] und [4.3] erzielten Untersuchungsergebnisse mit Daten aus Normen, Regelwerken und dem bei Andritz Hydro in Weiz verfügbaren Softwareprogramm ANSYS [6.9] zu vergleichen.

Im den folgenden Abschnitten werden 3 der in den Berechnungsabteilungen zur Berechnung der Zeit-, Dauer- und Betriebsfestigkeit verwendeten Normen und Richtlinien kurz vorgestellt und anschließend mit Hilfe eines Rechenprogramms eine Gegenüberstellung der Daten vorgenommen:

- FKM-Richtlinie: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffe, VDMA-Verlag, Frankfurt/M, 5. erweiterte Ausgabe 2003 [6.1]
- ASME-Code: ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Division 2, Appendix 5-1 [6.3]
- EN 12925-3: Wasserrohrkessel und Anlagenkomponenten; Teil 3: Konstruktion und Berechnung für drucktragende Teile [6.8]

6.1 FKM-Richtlinie

Im deutschsprachigen Raum wird zur Ermittlung des Festigkeitsnachweises für Maschinenbauteile sehr oft die FKM-Richtlinie (Forschungskuratorium Maschinenbau) [6.1] herangezogen, die Daten und Verfahren aus bewährten älteren Regeln wie z.B. TGL-Standards mit neuartigen Ansätzen wie z.B. Richtlinien des Verbandes Deutscher Ingenieure –VDI oder Empfehlungen des International Institute of Welding - IIW) verbindet [6.2].

Der rechnerische Ermüdungsfestigkeits- bzw. Lebensdauernachweis für Maschinenbauteile setzt sich zusammen aus den Belastungs-, Werkstoff- und Konstruktionsdaten (Abb. 6.1). Es wird dabei zwischen statischer Festigkeit, Schwingfestigkeit und Betriebsfestigkeit unterschieden. Der Ermüdungsfestigkeits- bzw. Lebensdauernachweis besteht nun darin, die Betriebsbelastungen so zu wählen, dass ein bestimmter Sicherheitsabstand zur rechnerisch ermittelten Bauteilfestigkeit bzw. Bauteillebensdauer eingehalten wird [6.2].

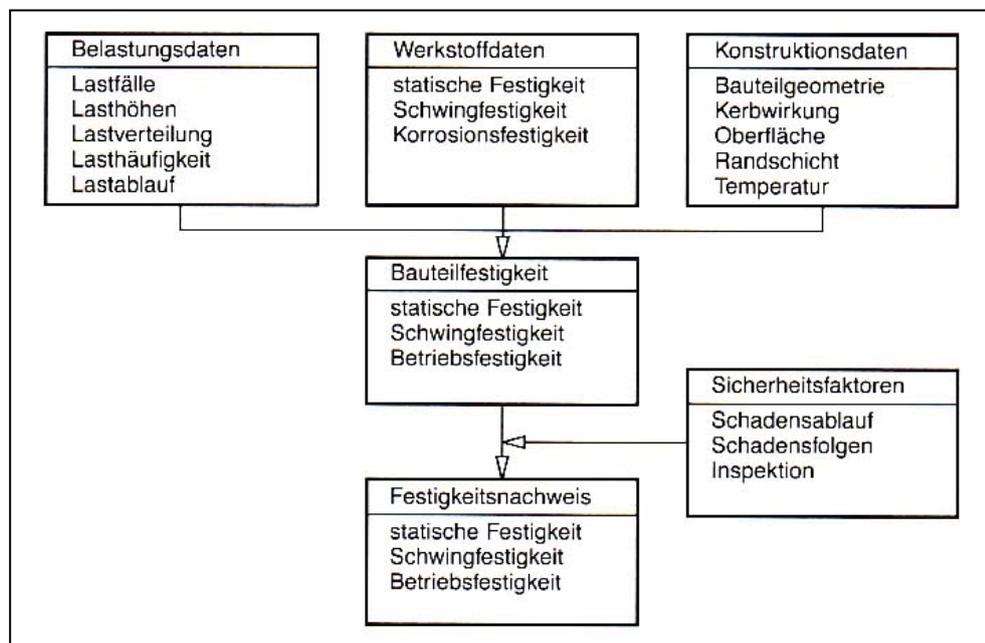


Abb. 6.1: Rechnerischer Nachweis der Ermüdungsfestigkeit bzw. Lebensdauer von Bauteilen [6.2].

Der Geltungsbereich der FKM-Richtlinie erstreckt sich auf Komponenten des Maschinenbaus und verwandte Bereiche der Industrie und gilt für Bauteile aus Eisen- und Aluminiumwerkstoffen, die mit oder ohne spanabhebende Bearbeitung oder durch Schweißen hergestellt werden.

Der Nachweis der Ermüdungsfestigkeit setzt den Nachweis der statischen Festigkeit voraus und umfasst die Bereiche der Zeit- und Dauerfestigkeit sowie den Nachweis der Betriebsfestigkeit.

Berechnungen für den Bereich der Kurzzeitfestigkeit (Low-Cycle-Fatigue) sind derzeit noch nicht in der FKM-Richtlinie enthalten, so dass im Rahmen der vorliegenden Arbeit keine weiterführenden Betrachtungen angestellt werden.

6.2 ASME-Code

Der ASME Boiler and Pressure Vessel Code [6.3] wird von der American Society of Mechanical Engineers herausgegeben und in periodischen Abständen mit Updates versehen. Er umfasst insgesamt 10 Sektionen (Sections), wobei in Section VIII, Division 2 der Nachweis der Ermüdungsfestigkeit für Druckbehälter der Kategorie 2 enthalten ist. Kategorie 2 bedeutet nur, dass aufgrund detaillierter Spannungsanalysen und besonderer Qualitätsanforderungen höhere Beanspruchungen im Vergleich zu Kategorie 1 zulässig sind.

Vergleichbare, aber andersartig gestaltete europäische Vorschriften für Druckbehälter und Dampfkessel sind die europäische Norm EN 13445 [6.4], die britische Norm BS 5500 [6.5] sowie die deutschen Richtlinien AD-S2 [6.6] und TRD 301 [6.7].

Auf europäischer Ebene hat es sich in den letzten Jahrzehnten, teils aus Ermangelung eigener Regelwerke, eingebürgert, Richtlinien des ASME-Codes nicht nur auf Druckbehälter und Dampfkessel, sondern auch auf andere Komponenten im Maschinenbau (ungeregelte Bereiche) anzuwenden. So war es üblich, die Regelungen des ASME-Codes im Bereich der zerstörungsfreien Prüfungen, insbesondere bei der Prüfung von Schweißverbindungen, anzuwenden.

Eine vergleichbare Vorgangsweise wurde und wird teilweise auch heute noch zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit gewählt. So wird bei der Auslegung und Optimierung von ermüdungsbeanspruchten Bauteilen im Automobil- und Flugzeugbau sowie Elektromaschinenbau auf Berechnungsverfahren aus dem ASME-Code zurückgegriffen.

Auf Seite der Bauteilbeanspruchung wird zwischen unterschiedlichen Spannungskategorien unterschieden [6.2]. Wie Abb. 6.2 zeigt, wird davon ausgegangen, dass primäre Spannungen im Gleichgewicht mit äußeren Lasten stehen.

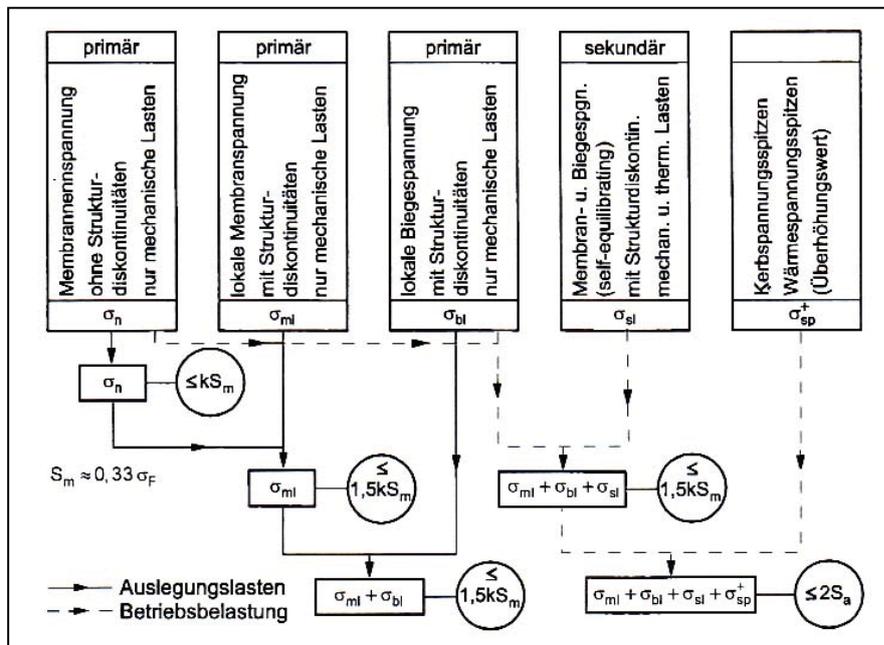


Abb. 6.2: Spannungskategorien und Spannungsgrenzwerte beim Festigkeitsnachweis gemäß Sektion VIII des ASME-Codes [6.2].

Für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit werden (Spannungs-) Wöhlerlinien angegeben, deren Lage vom Stahltyp, insbesondere von der Zugfestigkeit, abhängt (Abb. 6.3). Es handelt sich dabei um Dehnungs-Wöhlerlinien, die nach der Beziehung $S_a = E \cdot \epsilon_a$ umgerechnet wurden. (S_a = zul. Spannungsamplitude, E = Elastizitätsmodul, ϵ_a = Dehnungsamplitude)

Zur Bestimmung der zulässigen Spannungsschwingbreite sind ein Spannungs-Sicherheitsbeiwert von 2 und ein Lastspiel-Sicherheitsbeiwert von 20 zu berücksichtigen.

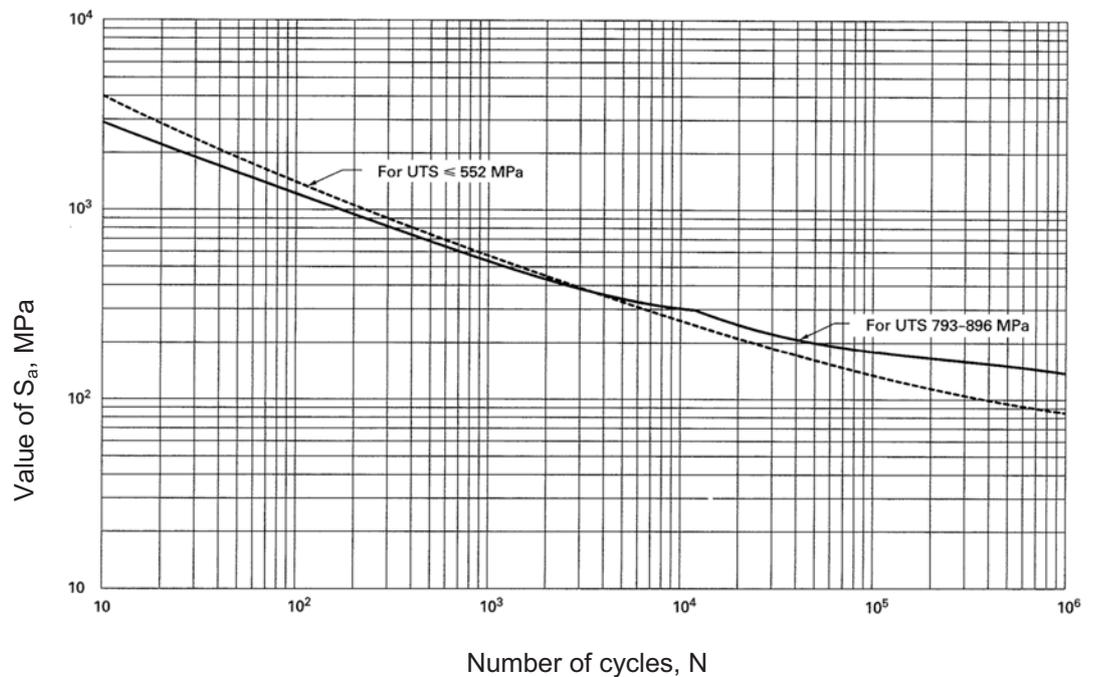


Abb. 6.3: Auslegungswöhlerlinien für Druckbehälterstähle unterschiedlicher Zugfestigkeiten (UTS) nach Sektion VIII des ASME-Codes [6.3].

6.3 EN 12925

Die europäische Norm EN 12925 [6.8] gilt für Wasserrohrkessel zur Erzeugung von Dampf und/oder Heißwasser und regelt im Teil 3 der Norm die Bemessung von druckbelasteten Kesselbauteilen aus ferritischen und austenitischen, gewalzten oder geschmiedeten Stählen. Die darin angeführten Berechnungsregeln berücksichtigen die wechselnden Spannungen, die an den Stellen höchster Beanspruchung infolge von Innendruck und Temperaturdifferenzen und/oder zusätzlichen äußeren Kräften und Momenten auftreten [6.8]. Im Sinne dieser Norm wird von einer wechselnden Beanspruchung dann gesprochen, wenn der Kessel für mehr als 500 Kaltstarts ausgelegt wird.

Im Anhang B der Norm wird ausdrücklich darauf hingewiesen, dass aufgrund der Einfachheit der Analyse die zu erwartende Lebensdauer nur als Schätzwert zu betrachten ist. Ist eine exaktere Bestimmung der Lebensdauer erforderlich, so sollte diese z.B. durch Finite-Element-Berechnungen erfolgen.

Die in der Analyse verwendeten Spannungen oder Beanspruchungen können entweder experimentell oder rechnerisch bestimmt werden und werden in einer Ermüdungsanalyse ausgewertet. Die Bestimmung der zulässigen Spannungsschwingbreite oder der zulässigen Lastspielzahl erfolgt mit Hilfe von Ermüdungsversuchen an Probekörpern. Zur Berücksichtigung von Einflüssen durch Oberflächenbearbeitung und, vor allem, Schweißnähten (Kerbwirkung) werden Korrekturbeiwerte (C_k) errechnet bzw. experimentell ermittelt und somit eine korrigierte Spannungsschwingbreite ($2f_a$) erhalten.

Die in Druckbehältern üblichen Schweißverbindungen sind nach ihrer Kerbwirkung in 3 Nahtklassen K1, K2 und K3 eingeteilt.

Abb. 6.4 zeigt ein Ausführungsbeispiel einer Schweißverbindung mit leichter Kerbwirkung der Nahtklasse K1. Die Korrekturbeiwerte können nach den in Tabelle 6.1 angegebenen Gleichungen berechnet oder entsprechenden Diagrammen entnommen werden

Nr	Darstellung	Beschreibung	Anforderungen
1		Längs- oder Rundnaht bei gleicher Wanddicke	Beidseitig geschweißt

Abb. 6.4: Ausführungsbeispiel einer Schweißverbindung mit leichter Kerbwirkung der Nahtklasse K1 (Auszug aus Tabelle B1 der EN 12952-3) [6.8].

Tabelle 6.1: Korrekturbeiwerte C_k zur Berücksichtigung der Kerbwirkung durch den Einfluss von Schweißverbindungen (Tabelle B4 der EN 12952-3) [6.8].

Zugfestigkeit R_m N/mm ²	Schweißverbindungen		
	Nahtklasse K1 (leichte Kerbwirkung) Tabelle B-1 C_{k1}	Nahtklasse K2 (mäßige Kerbwirkung) Tabelle B-2 C_{k2}	Nahtklasse K3 (ausgeprägte Kerbwirkung) Tabelle B-3 C_{k3}
400	$1,5 \leq 0,19 \lg N_a + 0,62 \leq 1,8$	$1,6 \leq 0,21 \lg N_a + 0,79 \leq 2,1$	$1,8 \leq 0,34 \lg N_a + 0,66 \leq 2,8$
600	$1,7 \leq 0,40 \lg N_a + 0,20 \leq 2,7$	$1,9 \leq 0,40 \lg N_a + 0,60 \leq 3,1$	$2,1 \leq 0,56 \lg N_a + 0,40 \leq 4,0$
800	$1,8 \leq 0,56 \lg N_a - 0,12 \leq 3,4$	$2,1 \leq 0,56 \lg N_a + 0,44 \leq 4,0$	
1 000	$1,9 \leq 0,70 \lg N_a - 0,40 \leq 4,0$	$2,5 \leq 0,75 \lg N_a + 0,25 \leq 5,0$	

Die Mittelwerte der anhand von experimentellen Daten ermittelten Spannungsschwingbreiten $2f_a$ sind in Abb. 6.5 in Abhängigkeit der Lastspiele N_A für beginnende Rissbildung dargestellt. Es sind dabei keine Sicherheitsbeiwerte berücksichtigt.

Zur Bestimmung der zulässigen Spannungsschwingbreite ist daher - produktbezogen- ein Spannungs-Sicherheitsbeiwert S_s von 1,5 und ein Lastspiel-Sicherheitsbeiwert S_L von 10 zu berücksichtigen.

Die in Abb. 6.5 dargestellten Kurven können mit der Gleichung

$$2f_a = 0,8R_m + (173150 - 0,8R_m)N_A^{-0,547} \quad \text{Gl. 6.2}$$

$2f_a$... Spannungsschwingbreite

R_m ... Zugfestigkeit

N_A ... Lastspielzahl

beschrieben werden.

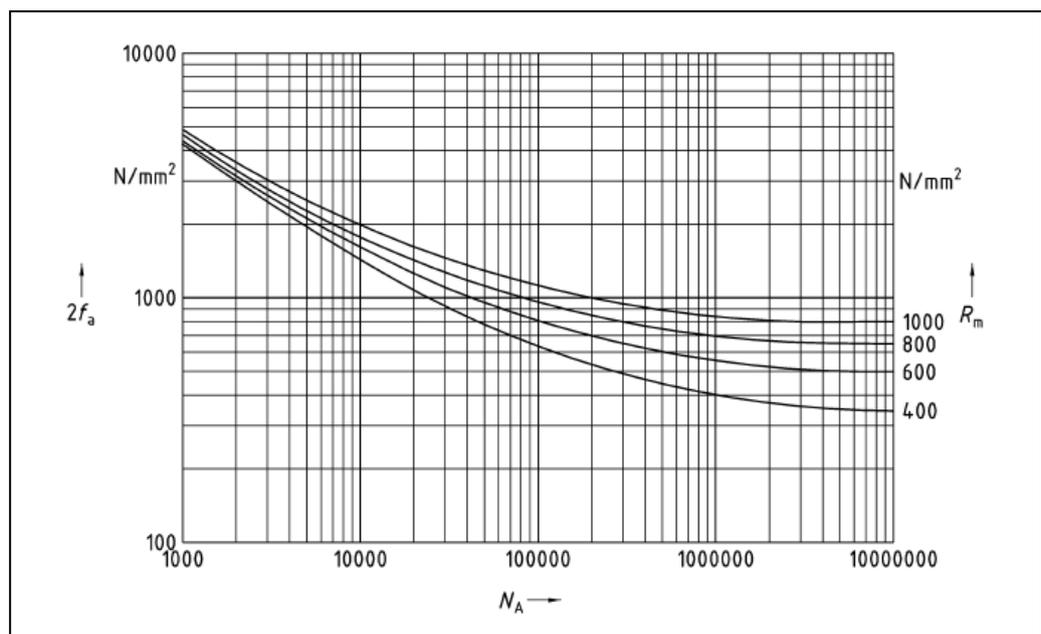


Abb. 6.5: Anzahl der Lastspiele N_A für beginnende Rissbildung in Abhängigkeit der Spannungsschwingbreite für ungekerbte Proben aus warmfesten, ferritischen, gewalzten oder geschmiedeten Stählen bei Raumtemperatur [6.8].

Die Festlegungen in diesem Abschnitt der Norm sind zum Teil verwirrend und nicht immer ganz nachvollziehbar, zumindest was die einzelnen Kennwerte, Korrekturbeiwerte und Exponenten betrifft.

6.4 ANSYS - Finite-Elemente-Software

Für die Berechnung der Lebensdauer von Maschinenbauteilen unter schwingender Beanspruchung ist die Verwendung moderner Rechenmethoden eine wichtige Voraussetzung für die Angebotslegung von hydraulischen Maschinen.

Da unter den gegebenen Umweltschutzbedingungen und restriktiven Umweltschutzauflagen heute immer öfter Altanlagen mit Betriebszeiten von mehreren Jahrzehnten einer generellen Erneuerung (Refurbishment) unterzogen werden und der Auftragnehmer Garantien für weitere Jahrzehnte übernehmen muss, wird die Absicherung durch Rechenprogramme immer wichtiger.

Ein bei Andritz Hydro am Standort Weiz verwendetes Rechenprogramm ist unter dem Markennamen ANSYS bekannt [6.9]. Mit dieser Software werden die erforderlichen Lebensdauerberechnungen durchgeführt.

ANSYS ist eine bekannte Finite-Elemente-Software, die zur Lösung von linearen und nichtlinearen Problemen aus der Strukturmechanik, Fluidmechanik, Akustik, Thermodynamik, Piezoelektrizität, Elektromagnetismus sowie für kombinierte Aufgabenstellungen herangezogen wird. Es besitzt eine Vielzahl von Elementtypen für 1-, 2-, und 3-dimensionale Aufgaben.

Nachfolgend werden für den Grundwerkstoff ST 37 (heute S235) die bei den Untersuchungen ermittelten Werte für die Bruchlastspielzahlen N_f im Bereich der Kurzzeitfestigkeit mit den Ergebnissen aus den Berechnungen mit dieser Software verglichen.

Für die Berechnung wurde die ungeschweißte und polierte Flachprobe (siehe Abb. 5.31) verwendet (Abb. 6.6). Sie wurde geteilt, um eine Darstellung der Berechnungsergebnisse für den mittleren Messbereich zu ermöglichen. An den Kontaktstellen zwischen den drei Teilen wurden Verbundkontakte, die durch Multi Point Constraints MPC formuliert werden. Der Einspannbereich wurde an der Basisfläche A festgehalten.

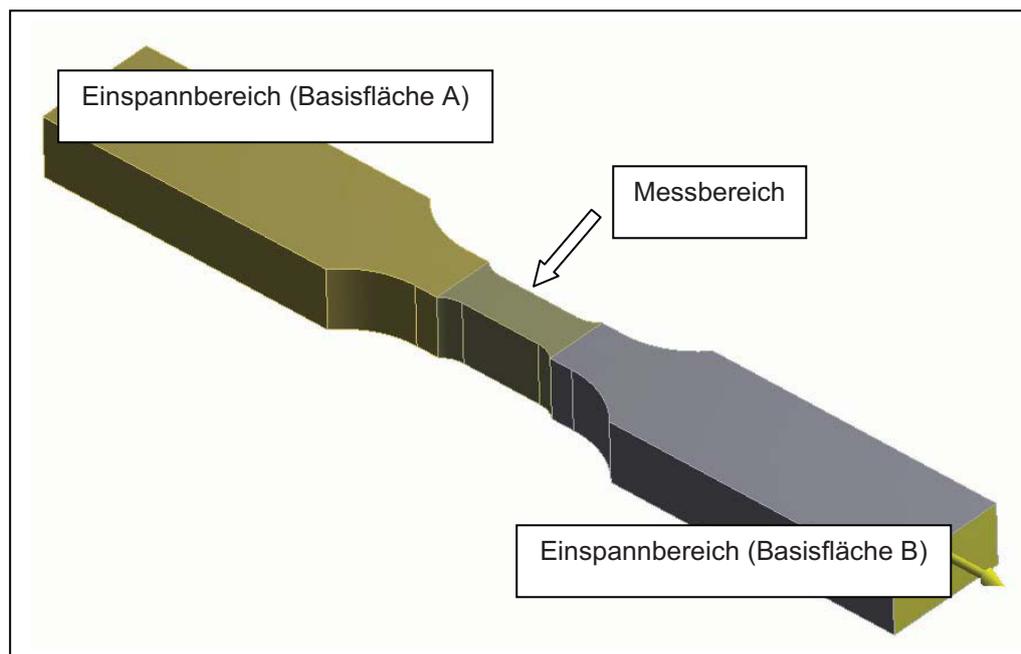


Abb. 6.6: Modellierter ungeschweißter und polierter Flachprobe

Die Wegvorgabe im Zugbereich erfolgte an der Basisfläche B. Bei der Vorgabe eines Weges von 1mm im Zugbereich ergibt sich eine Totaldehnung im mittleren Messbereich. Daraus wurden Skalierungsfaktoren berechnet, die mit dem vorgegebenen Weg multipliziert werden müssen, um im Messbereich die in den Messungen eingestellten Dehnungen ε_a von 1%, 1,5%, 2% und 3% zu erreichen.

Das in der Berechnung verwendete Finite-Element-Netz ist in Abb. 6.7 dargestellt.

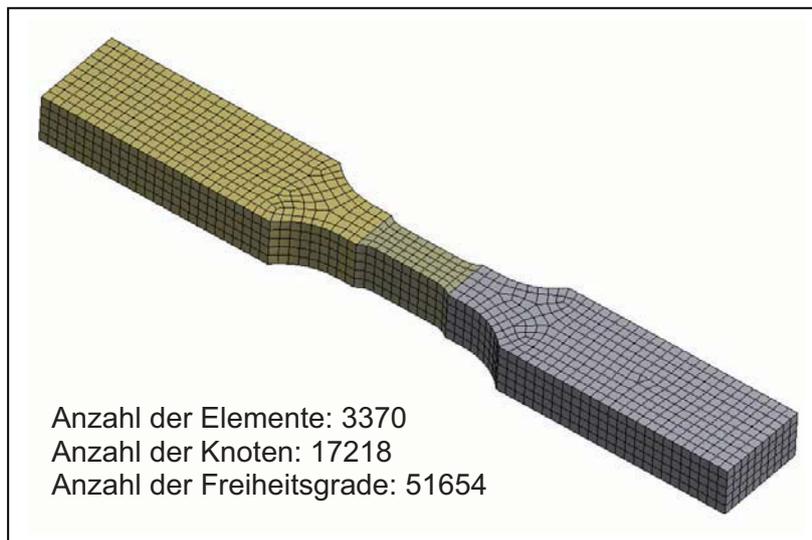


Abb. 6.7: Finite-Element-Netz für die Berechnung der Lebensdauer

Der Berechnung liegt die Gleichung von Basquin und Manson-Coffin zugrunde:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_o}{E} \cdot (2 \cdot N_f)^b + \varepsilon_o \cdot (2 \cdot N_f)^c \quad \text{Gl. 6.3}$$

- ε_a Gesamtdehnung
- ε_o Ermüdungsdehnungskoeffizient
- σ_o Ermüdungsfestigkeitskoeffizient
- E Elastizitätsmodul
- N_f Bruchlastspielzahl
- b Ermüdungsfestigkeitsexponent
- c Ermüdungsfestigkeitsexponent

Die Werte für ϵ_a (Siehe Tabelle 6.3) stammen aus den eigenen Untersuchungsergebnissen, die Werte für die Koeffizienten σ_o , ϵ_o sowie für die Exponenten b und c wurden aus [6.10] „Materials Data for Cyclic Loading“ entnommen.

Die aus [6.10] entnommenen Werte für die Koeffizienten σ_o , ϵ_o sowie für die Exponenten b und c sind für ein und denselben Werkstoff unterschiedlich, wie das Beispiel für den ST 37 (heute S360) zeigt (Tabelle 6.2):

Tabelle 6.2: Werkstoffkennwerte der beiden Stähle aus [6.10].

	St 37 (1)	ST 37 (2)
$R_{p0,2}$ (MPa)	295	310
R_m (MPa)	435	435
σ_o (MPa)	895	929
ϵ_o (-)	0,7051	0,3908
b (-)	-0,111	-0,117
c (-)	-0,569	-0,495

Beide Stähle weisen die gleiche Wärmebehandlung, chemische Zusammensetzung und Zugfestigkeit (R_m) auf, unterscheiden sich in der Streckgrenze ($R_{p0,2}$) daher nur um 15 MPa, was für den auslegenden Konstrukteur nicht von Bedeutung ist, solange die geforderte Mindeststreckgrenze erreicht wird.

Obwohl die beiden Stähle praktisch gleichwertig sind, weichen die für die Berechnung der Lebensdauer interessierenden Koeffizienten σ_o , ϵ_o und Exponenten b und c jedoch voneinander ab, was in der Berechnung zu verschiedenen Werten für die Bruchlastspielzahl N_f führt. Die Abb. 6.8 und 6.9 zeigen jeweils die Wöhlerlinien dieser beiden Stähle und die daraus ersichtlichen unterschiedlichen Bruchlastspielzahlen, wobei die Unterschiede im Kurzzeitfestigkeitsbereich geringer sind als im Langzeitfestigkeitsbereich.

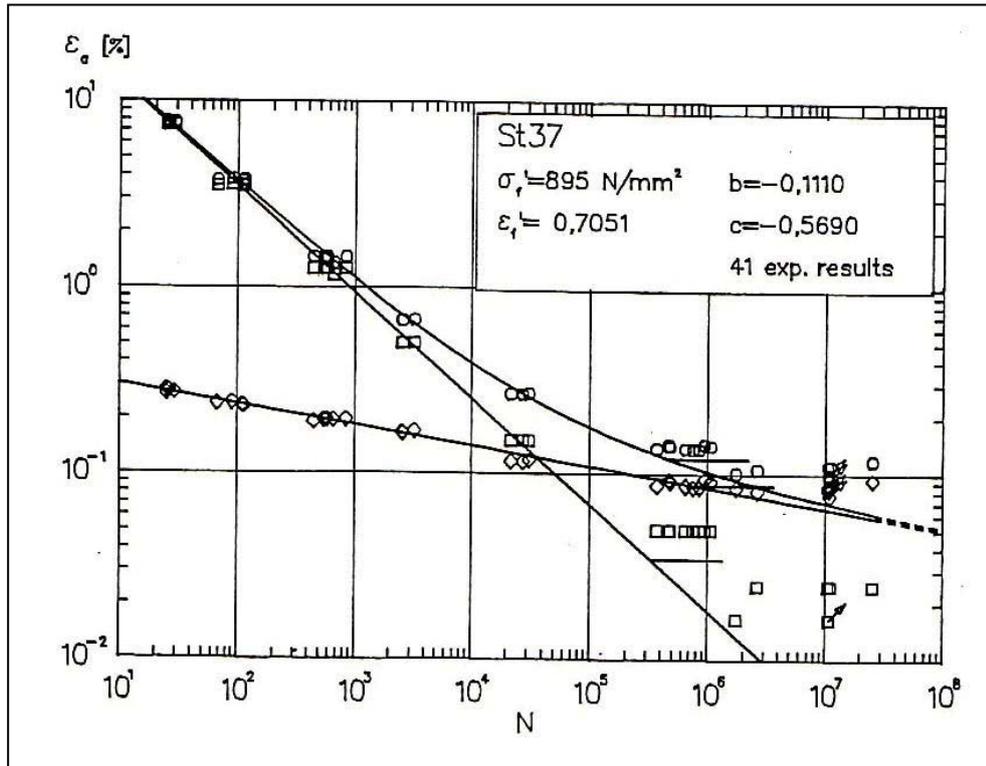


Abb. 6.8: Dehnungswöhlerlinie für den Stahl ST 37 (1) nach Tabelle 6.2 [6.10].

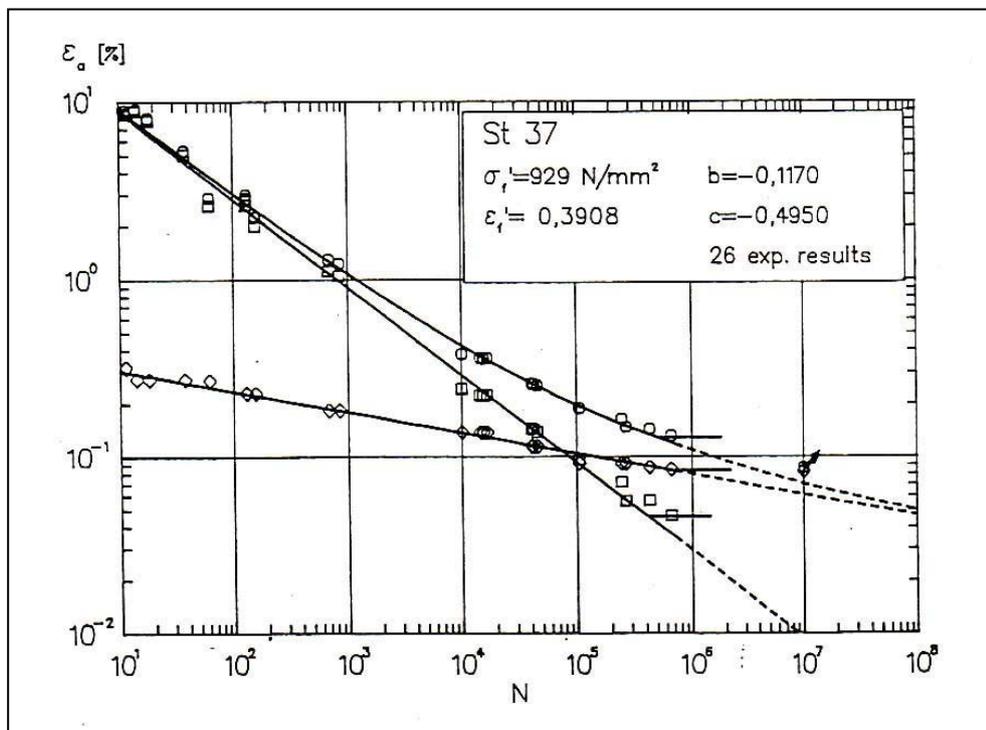


Abb. 6.9: Dehnungswöhlerlinie für den Stahl ST 37 (2) nach Tabelle 6.2 [6.10].

In Tabelle 6.3 sind die berechneten Bruchlastspielzahlen (N_A , N_C , und N) für die Kurzzeitfestigkeit den in den Versuchen ermittelten Bruchlastspielzahlen N_f gegenübergestellt. Die berechneten Lebensdauerwerte weichen zum Teil erheblich von den in den Versuchen ermittelten ab und sind, abhängig von der Dehnungsamplitude ϵ_a , geringer oder höher als die in den Versuchen ermittelten mit der Tendenz, dass die Abweichungen umso größer sind, je höher die Dehnungsamplitude ϵ_a ist.

Die doch relativ großen Unterschiede zwischen den berechneten und durch Versuche ermittelten Lebensdauerwerten dürften damit zu tun haben, dass die Daten in den Normen und Richtlinien mit sehr großen aber auch sehr unterschiedlichen Sicherheitsbeiwerten versehen sind.

Auf die Nachrechnung der Schweißverbindungen wurde - auch auf Anraten von Assistenten des Lehrstuhles für Maschinenbau der Montanuniversität Leoben - verzichtet. Die Gründe dafür sind darin zu suchen, dass die zahlreichen schweiß- und gefügebedingten Einflüsse von den zur Verfügung stehenden Rechenprogrammen (noch) nicht gänzlich erfasst werden können.

Tabelle 6.3: Vergleich der berechneten Bruchlastspielzahlen mit den Versuchswerten für den Grundwerkstoff ST 37 bei unterschiedlichen Dehnungsamplituden ϵ_a

ϵ_a (%)	Bruchlastspielzahlen nach			
	EN 12952 N_A	ANSYS N_c	ASME N	Eigene Versuche N_f
Dreieckschwingung (T=24s)				
1	2619,48 ¹⁾	1825,4	2000 ²⁾	2093
1,5	1142,2 ¹⁾	600,7	1240 ²⁾	965
2	646,8 ¹⁾	218,3	1200 ²⁾	788
3	295,6 ¹⁾	51,4	---	----
Dreieckschwingung (T=24s)+ Überschwingung 40Hz				
1+Ü40	----	356,08	----	963
1,5+Ü40	----	71,2	----	555
2+Ü40	----	21,5	----	339
3+Ü40	----	0	----	306
Dreieckschwingung (T=24s) + Überschwingung 1Hz				
1+Ü1	----	1099,5	----	1400
1,5+Ü1	----	314,92	----	629
2+Ü1	----	109,44	----	352
3+Ü1	----	26,235	----	----
Trapezschwingung (T=60)				
1	----	944,7	----	1962
3	----	20,2	----	550
Trapezschwingung (T=125)				
1	----	840,0	----	1097
3	----	15,93	----	216
Trapezschwingung (T=60) + Überschwingung 1Hz				
1+Ü1	----	937,2	----	1097
3+Ü1	----	20,07	----	216
Trapezschwingung (T=125) + Überschwingung 1Hz				
1+Ü1	---	832,97	----	1103
3+Ü1	---	15,825	----	----
Reine Überschwingung 1 Hz				
0,075	----	1,9428.10 ⁶	----	----
Reine Überschwingung 40 Hz				
0,075	----	1,965.10 ⁶	----	> 17,9.10 ⁶
Unter Berücksichtigung eines Lastspiel-Sicherheitsbeiwertes von 10 ¹⁾ bzw. 20 ²⁾				

6.5 Literatur zu Kapitel 6

- [6.1] FKM-Richtlinie: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen, 5. erweiterte Ausgabe 2003, VDMA-Verlag, Frankfurt/M.
- [6.2] Radaj, D., Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Ingenieure, 3. Auflage, 2007.
- [6.3] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII (alternative rules), Division 2, Appendix 5 (design based on fatigue analysis), Article 5-1.
- [6.4] EN 13445-3: Unbefeuerte Druckbehälter, Teil 3: Konstruktion.
- [6.5] BS 5500: Specification for Unfired Fusion Welded Pressure Vessels
- [6.6] AD-S2: Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter. AD-Merkblatt S2: Berechnung auf Schwingbeanspruchung, Carl Heymanns Verlag, Köln 2000.
- [6.7] TRD 301: Technische Regeln für Dampfkessel-Zylinderschalen unter innerem Überdruck, Berechnung, Carl Heymanns Verlag, Köln 1979.
- [6.8] EN 12952-3: Wasserrohrkessel und Anlagenkomponenten; Teil 3: Konstruktion und Berechnung für drucktragende Teile.
- [6.9] ANSYS Fatigue Module, Calculating and Displaying Fatigue Results, Ansys, Inc.
- [6.10] Boller, Chr., Seeger, T.: Materials Data for Cyclic Loading, material Science Monographs, 42A, PartA: Unalloyed Steels, 1987.

7.0 Zusammenfassung

Aufgrund einer sich ständig verschärfenden Betriebsweise innerhalb der letzten 10 bis 15 Jahre sind die Anforderungen an die Komponenten von Wasserkraftanlagen stark gestiegen und unterliegen daher laufenden Kontrollen.

Die gestiegenen Anforderungen sind aus marktwirtschaftlichen Gründen einerseits auf die Abkehr vom kontinuierlichen und die Hinwendung zu einem diskontinuierlichen Betrieb und andererseits auf den Wunsch der Betreiber, alte Wasserkraftwerke einer Leistungserhöhung mit einer Lebensdauererlängerung von bis zu 40 Jahren zu unterziehen.

Zu welchem Aufwand Hersteller und Betreiber bereit sind, um einen sicheren und langfristigen Einsatz dieser Komponenten zu gewährleisten, ist mit der Notwendigkeit zur ständigen Verfügbarkeit eines Wasserkraftwerkes zu erklären.

Gravierende Schäden in Form von Rissen in den Schweißnähten der Rotoren der Generatoren des Donaukraftwerkes Altenwörth waren daher ein massiver Einschnitt in die Verfügbarkeit des Wasserkraftwerkes und schlussendlich auch ausschlaggebend für die vorliegende Arbeit.

Aus den Untersuchungen der dehnungsgesteuerten Schwingversuche mit 1%, 1,5%, 2% und 3% Dehnungsschwingbreite sowie bei Überlagerung der beiden Grundschwingungen mit einer sinusförmigen, hochfrequenten Schwingung können folgende Ergebnisse abgeleitet werden:

- Bei den Untersuchungen am Grundwerkstoff (= ungeschweißte Proben) konnten bei reinen Grundschwingungen mit dreieck- bzw. trapezförmigen (30s und 93s Haltezeit im Zugmaximum)

Amplitudenformen keine deutlichen Unterschiede in der Lebensdauer festgestellt werden. Die Lastwechselzahlen der bis zum Bruch belasteten Proben lagen alle in einem vertretbaren Streuband.

- Die Überlagerung der beiden Grundschwingungen mit einer sinusförmigen, hochfrequenten Schwingung derselben Amplitudenschwingbreite (40 Hz, Schwingbreite: 0,075%) ergab in allen Fällen eine deutliche Tendenz zur Verringerung der Bruchlastspielzahl im Vergleich zur Beanspruchung ohne Überschwingung.
- Da die Überschwingung alleine (Rampenfunktion) auch noch nach Lastwechseln von $17,9 \times 10^6$ keine mikroskopisch sichtbare Schädigung verursachte, ist die Grundschwingung hauptsächlich für die Rissbildung verantwortlich. Die Überschwingung liegt auch nach dem Wöhlerschaubild der untersuchten Stahlsorte weit unter der Dauerfestigkeit.
- Auch bei der Untersuchung an den geschweißten Proben kam es in allen Fällen zu einem beträchtlichen Abfall der Lebensdauer bei einer Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung im Vergleich zu einer Beanspruchung ohne Überschwingung.
- Es kam nicht nur zu einem Abfall der Bruchlastspielzahl, sondern es wurde die Anrisslastspielzahl im gleichen Ausmaß reduziert wie die Bruchlastspielzahl. Die Ursache dafür, dass die Überschwingung den Rissbeginn in diesem Ausmaß beeinflusst, scheint die Tatsache zu sein, dass die Überschwingung bei einer durch die Grundschwingung vorgegebenen Mitteldehnung aufgebracht wird.

- Es zeigte sich auch, dass bei einer Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung bei steigendem Amplitudenverhältnis Q die Lebensdauer stärker herabgesetzt wird, da hier die relative Erhöhung der Spannungsintensität durch die Überschwingung größer ist. Die mit Hilfe von Glühungen (heat tinting) aufgestellte Rissfortschrittcurve zeigt ebenfalls, dass mit steigendem Amplitudenverhältnis Q das Risswachstum rascher erfolgt.
- Bei den geschweißten und bearbeiteten Stumpfnahthproben trat bei einer Beanspruchung mit Grund- und Überschwingung keine Änderung der Lebensdauerabhängigkeit von der Haltezeit der Grundschiwingung auf. Dieses Ergebnis deckt sich mit den Untersuchungen an den ungeschweißten Flachproben. Im Gegensatz dazu zeigte sich bei den Kehlnahthproben ein Abfall der Lebensdauer mit steigender Haltezeit der Grundschiwingung. Die Ursache für das unterschiedliche Verhalten von Stumpf- und Kehlnähten liegt möglicherweise daran, dass bei den Kehlnahthproben die Schweißnahtgeometrie sowie Einflüsse aufgrund metallurgischer Kerben stärker überwiegen als bei den Stumpfnahthproben.
- Eine Bearbeitung der Schweißnähte führte erwartungsgemäß zu einer Erhöhung der Lebensdauer, wobei die Lebensdauer mit sinkender Rauigkeit zunimmt.
- Es zeigt sich auch, dass die Richtung der Riefen die Lebensdauer beeinflusst. Liegen die Riefen senkrecht zur Beanspruchungsrichtung, so kommt es wesentlich früher zu einem Anriss als bei Riefen parallel zur Beanspruchungsrichtung. Die Steigerung bzw. Verringerung der Lebensdauer infolge der Bearbeitung ist dabei nur durch die Beeinflussung der Anrisslastspielzahl gegeben, da die Anzahl der Zyklen zwischen dem Rissbeginn und dem Bruch gleich bleibt und durch die Oberflächenrauigkeit nicht beeinflusst wird.

- Bei kleinen Dehnungsamplituden der Grundschiwingung ist die Steigerung der Lebensdauer durch eine Verringerung der Oberflächenrauigkeit größer als bei großen Dehnungen. Das lässt darauf schließen, dass Beanspruchungen mit kleinen plastischen Dehnungen empfindlicher auf die Oberflächenbeschaffenheit, offenbar durch den Einfluss der höheren Kerbschärfe, reagieren.

- Für eine ausreichende abgesicherte Aufzeichnung der Manson-Coffin-Geraden reichte die Anzahl der Proben nicht aus. Deshalb wurde auch hier auf eine Erstellung von Faktoren und Hochzahlen im Manson-Coffin-Gesetz verzichtet. (Für die nachfolgenden vergleichenden Berechnungen mit dem Finite-Element-Programm ANSYS wurden daher für diese Faktoren und Hochzahlen Werte aus [6.10] herangezogen.)

- Auswertungen der Anrisslastspielzahl im Rasterelektronenmikroskop zeigen sehr unterschiedliche Ergebnisse im Verhältnis zur Auswertung nach dem 5%-Kriterium bzw. der mit freiem Auge sichtbaren Anrisse. Die mit dem 5%-Kriterium bestimmte Anrisslastspielzahl stimmt mit der Einbauchung der Hysteresiskurve auf der Druckseite zusammen, wie von H. Zenner und R. Heidenreich [5.18] beschrieben. Im Rasterelektronenmikroskop werden die Anrisslastspiele über den Umweg der ausgezählten Lastspiele bis zum Bruch ermittelt. Die mit freiem Auge festgestellten Anrisslastspielzahlen liegen zwischen jenen des 5%-Kriteriums und jenen aus den rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen.
 Die mit dem Auge festgestellten Anrisslastspielzahlen beruhen auf der Beobachtung eines bereits gut sichtbaren Risses an der Probenoberfläche. Diese Beobachtung ist vom subjektiven Sehvermögen des Betrachters und vom Zeitpunkt der Betrachtung abhängig und somit ein sehr unsicheres Verfahren zur Bestimmung der Anrisslastspielzahl.

Im Rasterelektronenmikroskop ist aufgrund der hohen Vergrößerung der gegenteilige Effekt zu erwarten. Das Auszählen der Schwingungstreifen, ausgehend vom Risskeim bis zum Bruch, führt oft dazu, dass Anzeigen an der Bruchfläche fälschlicherweise als Schwingungstreifen gedeutet werden. Durch Subtraktion dieser „ausgezählten“ Lastspielzahl von der Bruchlastspielzahl erhält man rechnerisch die Anrisslastspielzahl.

Am objektivsten, weil auch versuchstechnisch an der Hysteresiskurve nachweisbar (Abb. 5.37), erscheint nach wie vor die Bestimmung der Anrisslastspielzahl mit dem 5%-Kriterium nach H. Zenner und R. Heidenreich.

- Wenn ein Anriss entstanden ist, trägt die Überschwingung zum rascheren Rissfortschritt und damit zu einer Verkürzung der Lebensdauer bei. Diese Aussage wird durch die Verringerung der Bruchlastspielzahl mit zunehmender Haltezeit (dreieckförmige bzw. trapezförmige Amplitudenformen) und damit zunehmender Anzahl der Überschwingungen bestätigt.
- Für die Praxis ergibt sich die Aussage, dass Überschwingungen auch bei kleinen Amplituden, die weit unter der Dauerfestigkeit liegen, zu einer Verringerung der Lebensdauer führen. Solche Überschwingungen treten z.B. durch Vibrationen im Betrieb von hydraulischen Maschinen (Generatoren, Turbinen, etc.) auf.

Ein Vergleich der eigenen Versuchsergebnisse mit Daten aus Normen, Regelwerken und dem bei Andritz Hydro GmbH in Weiz verfügbaren Softwareprogramm ANSYS führt zu nachstehenden Schlussfolgerungen:

- In der im deutschsprachigen Raum zur Ermittlung des Festigkeitsnachweises für Maschinenbauteile sehr oft verwendeten FKM-Richtlinie sind derzeit noch keine Berechnungen für den Bereich der Kurzzeitfestigkeit enthalten.
- Im ASME Boiler and Pressure Vessel Code, herausgegeben von der American Society of Mechanical Engineers, werden für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit (Spannungs-) Wöhlerlinien angegeben, aus denen die Werte in Tabelle 6.3 entnommen wurden und welche geringe Abweichungen zu den in den Versuchen ermittelten Werten aufweisen. Zu beachten ist, dass zur Bestimmung der zulässigen Spannungsschwingbreite ein Spannungs-Sicherheitsbeiwert von 2 und ein Lastspiel-Sicherheitsbeiwert von 20 zu berücksichtigen ist.
- Die europäische Norm EN 12925 gilt für Wasserrohrkessel zur Erzeugung von Dampf und/oder Heißwasser und regelt im Teil 3 der Norm die Bemessung von druckbelasteten Kesselbauteilen aus ferritischen und austenitischen, gewalzten oder geschmiedeten Stählen. Im Anhang B der Norm wird ausdrücklich darauf hingewiesen, dass aufgrund der Einfachheit der Analyse die zu erwartende Lebensdauer nur als Schätzwert zu betrachten ist. Ist eine exaktere Bestimmung der Lebensdauer erforderlich, so sollte diese z.B. durch Finite-Element-Berechnungen erfolgen.

Die Übereinstimmung mit den in den Versuchen ermittelten Werten in Tabelle 6.3 ist recht gut und zufrieden stellend. Allerdings sind die Festlegungen in diesem Abschnitt der Norm zum Teil verwirrend und nicht ganz nachvollziehbar, zumindest was die einzelnen Kennwerte, Korrekturbeiwerte und Exponenten betrifft.

- Für die Nachrechnung der Lebensdauer wurde das bei Andritz Hydro am Standort Weiz verwendete Rechenprogramm ANSYS verwendet. Wie schon vorher erwähnt weichen die berechneten Lebensdauerwerte zum Teil von den in den Versuchen ermittelten ab.
- Auf die Nachrechnung der Schweißverbindungen wurde - auch auf Anraten von Assistenten des Lehrstuhles für Maschinenbau der Montanuniversität Leoben - verzichtet. Die Gründe dafür sind darin zu suchen, dass die zahlreichen schweiß- und gefügebedingten Einflüsse von den zur Verfügung stehenden Rechenprogrammen (noch) nicht gänzlich erfasst werden können.
- Ein positiver Aspekt für die Berechnung und Auslegung von Maschinenbauteilen ist darin zu sehen, dass die in den Versuchen ermittelten Bruchlastspielzahlen größer sind als jene in Normen angegeben (ohne Berücksichtigung von Sicherheitsbeiwerten), so dass man bei der Auslegung von Maschinenbaukomponenten auf der sicheren Seite liegt.
- Ein Nachteil besteht jedoch darin, dass sich die angeführten Normen, Regelwerke oder Rechenprogramme jeweils auf ein bestimmtes Produkt beziehen, wobei jedes Produkt für sich gesehen ganz besondere, nicht mit einem anderen Produkt vergleichbare, Betriebsbedingungen aufweist. Die möglichen Grenzwerte für eine technisch und wirtschaftlich korrekte Auslegung sind damit nicht erfassbar.
- Als Konsequenz aus diesem nicht zufrieden stellenden Umstand wird die Andritz Hydro GmbH zur Ermittlung exakter Auslegungsdaten für hoch beanspruchte Komponenten von Generatoren, Untersuchungen am Materials Center Leoben (MCL) durchführen lassen, in die der Verfasser dieser Arbeit voll eingebunden sein wird.

8.0 Ausblick

Die Andritz-Hydro GmbH wird mit dem Materials Center Leoben (MCL) das Projekt „Berechnung hoch beanspruchter Polbefestigungen für elektrische Motorgeneratoren“ ins Leben rufen, dessen Ziel die Erstellung einer Methode zur zuverlässigen Berechnung hoch beanspruchter Polbefestigungen für elektrische Motorgeneratoren auf Ermüdung unter Berücksichtigung der Schadenstoleranz gegenüber rissähnlichen Materialinhomogenitäten ist.

Der Verfasser der vorliegenden Arbeit ist in das Projekt voll eingebunden. Aufgrund aktueller Schadensfälle wird vorerst von der Untersuchung von Schweißverbindungen Abstand genommen und der Schwerpunkt der Arbeiten auf Guss- und Schmiedekomponenten gelegt.

Weiters wird der veränderten Betriebsführung von Speicherkraftwerken entsprochen, da sich mit dem Anstieg von Start-Stopp-Sequenzen und Forderungen nach längeren Betriebszeiten (siehe Kap. 3) nun auch der Schwerpunkt der Versuche vom Kurzzeitfestigkeits- in den Zeitfestigkeitsbereich verlagert.

In Diskussionen zwischen Experten der Andritz Hydro GmbH und dem Materials Center Leoben wurde unter Einbeziehung des Verfassers dieser Arbeit ein Projekt-Vorschlag erarbeitet. Der Verfasser dieser Arbeit wird aufgrund seiner langjährigen Erfahrungen sowohl in die Projektplanung als auch in die Durchführung der geplanten Untersuchungen eingebunden.

Nachfolgend wird dieser Projekt-Vorschlag, der von den Herren H.-P. Gänser, R. Ebner und R. Schanner, alle Materials Center Leoben, verfasst wurde, wiedergegeben:

Arbeitstitel:

Berechnung hoch beanspruchter Polbefestigungen für elektrische Motorgeneratoren

Ziel

Ziel des Projektes ist die Erstellung einer Methode zur zuverlässigen Berechnung hochbeanspruchter Polbefestigungen für elektrische Motorgeneratoren auf Ermüdung unter Berücksichtigung der Schadenstoleranz gegenüber rissähnlichen Materialinhomogenitäten.

Stand der Technik

Die Polbefestigungen (z.B. die Schwalbenschwanzverbindung zwischen Pol und Rotorkörper) unterliegen vorwiegend einer Fliehkraftbeanspruchung; die über den Luftspalt übertragenen elektromagnetischen Kräfte liegen im Bereich von ca. 1 % der Fliehkräfte und sind daher weitestgehend vernachlässigbar.

Bisher wurden die Polbefestigungen statisch dimensioniert. Dies ist ausreichend für Flusskraftwerke, welche im Dauerbetrieb arbeiten, sodass die Fliehkraft bei Nenndrehzahl als statische Beanspruchung wirkt. Für den seltenen Fall eines Lastabwurfes bzw. Durchgangs reicht dann die statische Bemessung auf Grundlage der Fliehkraft bei Lastabwurf- bzw. Durchgangsdrehzahl.

Ein Generator erreicht die Lastabwurfdrehzahl, wenn er z.B. bei Kurzschluss aus dem Netz fällt (= Lastabwurf), die Turbine aber noch auf Volllast ist und weiterhin so lange beschleunigt, bis der Turbinenregelmechanismus wirkt und die Turbine abgeschaltet wird. In dieser Zeit beschleunigt der Generator auf Lastabwurfdrehzahl, die das 1,3-1,7 fache der Nenndrehzahl betragen kann.

Ein ähnlicher Vorgang tritt bei „Durchgang“ ein. In diesem Falle wirkt der Turbinenregelmechanismus jedoch nicht, so dass die Drehzahl (Durchgangsdrehzahl) des Generators das 2-3 fache der Nenndrehzahl erreichen kann.

In letzter Zeit hat sich der Schwerpunkt der neugebauten Anlagen auf Pumpspeicherkraftwerke zur Abdeckung des Spitzenstromverbrauchs verlegt. Diese Anlagen werden üblicherweise zehn- bis zwanzigmal täglich angefahren, sodass ein Motorgenerator unter Berücksichtigung des dazwischen liegenden Pumpbetriebes entsprechende Lastzyklen pro Tag durchläuft, in denen die Fliehkraftbeanspruchung schwellend aufgebracht wird.

Dies ergibt bei einer Anlagenlebensdauer von dreißig Jahren eine Zyklenzahl von ca. 200.000 bis 400.000; es liegt daher eindeutig eine Ermüdungsbeanspruchung im Zeitfestigkeitsbereich vor (High Cycle Fatigue, HCF). Das Lastkollektiv ist homogen mit seltenen Spitzenbeanspruchungen (Überlasten) durch Lastabwürfe.

Seitens der Fertigung stellt sich die Situation wie folgt dar: Die Rotoren werden entweder mit einer aus Blechen aufgebauten Rotorkette oder als massive Schmiedeteile ausgeführt (in einigen Fällen werden auch geschweißte Rotorkörper verwendet, welche aber vorerst nicht Gegenstand des vorliegenden Projektes sind); die Polendplatten (beidseitige Endplatten eines Pols, die gemeinsam mit dem Polblech durch Verschrauben einen kompakten Polkörper bilden) werden aus Kostengründen möglichst als Gussteile ausgeführt und nur bei höchster Beanspruchung als Schmiedeteile; die Bleche der Rotorkette werden gestanzt oder lasergeschnitten.

Sowohl bei Guss- als auch bei Schmiedeteilen in dieser Größe muss von Fertigungsinhomogenitäten wie Gussporen, Mikrolunkern und Überschmiedungen sowie vom Vorliegen von Einschlussclustern ausgegangen werden, welche sich der Erfahrung nach in der Größenordnung einiger Zehntelmillimeter bewegen, also unterhalb der Detektionsgrenze der zerstörungsfreien Prüfung.

Die Fertigungsinhomogenitäten stellen scharfe rissähnliche Kerben dar, an welchen sich Ermüdungsrisse bilden können. Diese Ermüdungsrisse wachsen bei genügender Kerbschärfe rasch aus dem Spannungsfeld der Kerbe heraus und können so zum Stillstand kommen. Dies wird erstmals durch Versuchsergebnisse von Frost (1957, 1960) bestätigt; eine erste näherungsweise Berechnung dazu findet sich in Smith und Miller (1978).

Nicht außer Acht gelassen werden darf dabei einerseits das Verhalten kurzer Risse für Risslängen unter etwa 1 mm, welches von den standardmäßig verwendeten Berechnungsannahmen für lange Risse abweicht.

Andererseits ist ebenfalls das Eigenspannungsfeld zu berücksichtigen, welches durch eine mögliche plastische Vorverformung bewirkt wird, wie sie bei Überlasten z.B. durch Schleudern nach der Montage oder bei Lastabwürfen auftreten kann. Diese Eigenspannungen wirken im Falle von Druckeigenspannungen rissschließend, also lebensdauerverlängernd, im Falle von Zugeigenspannungen rissöffnend und lebensdauerverkürzend.

Für Auslegungsrechnungen besteht schließlich noch die Möglichkeit, die o.a. bruchmechanischen Betrachtungen in grober Näherung auf Wöhlerlinien für fehlerbehaftete Werkstoffe entsprechend einer gewissen „Werkstoffqualität“ in Anlehnung an die Größe der Werkstoffinhomogenitäten (Quality S/N curves nach BS 7910) umzulegen, wobei noch zu klären sein wird, wie plastische Vorverformung und Eigenspannungen berücksichtigt werden können.

Notwendige Maßnahmen

Zusätzlich zur Bemessung auf statische Beanspruchung ist daher eine

- Bemessung auf zyklische Beanspruchung unter*
- Berücksichtigung plastischer Vorverformung und dadurch eingebrachter Eigenspannungen sowie unter*
- Berücksichtigung der vorhandenen Materialinhomogenitäten (schadenstolerante Auslegung)*

erforderlich.

Für die Berechnung ist

- 1. zuerst die plastische Verformung bei Schleudern/Überlast und das daraus resultierende Eigenspannungsfeld im Sinne einer statischen Mittelspannung zu berechnen,*
- 2. anschließend die zyklisch schwellende Betriebslast zufolge Fliehkraft bei den Anfahrvorgängen zu überlagern und schließlich*
- 3. zur Bewertung der Betriebsfestigkeit und Schadenstoleranz*
 - a. entweder das Wachstum eines eingebrachten rissartigen Anfangsfehlers (Materialinhomogenität) im Eigenspannungs- und Lastspannungsfeld bis zum Erreichen der kritischen Risslänge für Gewaltbruch detailliert zu simulieren*

- b. oder das Verhalten eines angenommenen Risses im Eigenspannungs- und Lastspannungsfeld ohne Rückwirkung des Risswachstums auf die Spannungen im Bauteil im Zuge des Postprocessing konservativ abzuschätzen.
4. In Ergänzung zu (3) kann für typische Konfigurationen von Kerbgeometrie, Eigenspannungen und Inhomogenitäten aus der Simulation des Risswachstums nach (3a) oder der Abschätzung des Risswachstums nach (3b) auf Schadenstoleranz-Wöhlerlinien (quality S/N curves) in Erweiterung des Ansatzes nach BS 7910 rückgerechnet werden.

Diese Schadenstoleranz-Wöhlerlinien können dann dem Konstrukteur als einfaches und einigermaßen sicheres Werkzeug für die erste Auslegung zur Verfügung gestellt werden.

Für die Berechnung sind folgende Werkstoffdaten notwendig:

- *statisches Fließ- bzw. Verfestigungsverhalten und Bruchverhalten (Zugversuche, Bruchzähigkeit mittels J-Integral bzw. CTOD-Prüfung),*
- *zyklisches Ver- bzw. Entfestigungsverhalten und Dehnungs-Wöhlerlinien,*
- *Risswachstumskurven und Rissfortschrittsschwellwert für lange Risse,*
- *Rissschließ- und Risswachstumsverhalten für kurze Risse zur Berücksichtigung von Abweichungen vom Langrissverhalten im Hinblick auf Schwellwert und Risswachstum (dies ist noch Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten; hier ist eine technisch sinnvolle Herangehensweise zu erarbeiten),*
- *typische Konfigurationen von Materialinhomogenitäten (Lage und Ausdehnung) durch Metallographie (Lichtmikroskop) und Fraktographie (Rasterelektronenmikroskop).*

Um für zukünftig beim Auftraggeber anfallende Berechnungen eine zuverlässige Grundlage zu schaffen, sind diese Daten für alle normalerweise verwendeten Werkstoffe aufzunehmen, wobei die Zulässigkeit der Interpolation zwischen Werkstoffen gleichen Typs aber verschiedener Festigkeit nachzuweisen ist. Entsprechende Untersuchungen sind an folgenden Werkstoffen durchzuführen:

- am Werkstoff für massive Rotoren in drei Festigkeitsklassen*
- am Werkstoff für geschmiedete Polendplatten in zwei Festigkeitsklassen*
- an dünnen Blechen für die Rotorkette (hier ist das bei dünnen Blechen spezifische von dicken Proben abweichende Verformungs- und Bruchverhalten aufgrund des ebenen Spannungszustandes besonders zu untersuchen), wobei neben der Festigkeit vor allem auch auf die Art der Bearbeitung besonders Bedacht zu nehmen ist (Stanzen bzw. Laserschneiden mit verschiedenen Verfahrensparametern mit den sich daraus ergebenden typischen Defekten und Eigenspannungsverteilungen in der Randzone).*

Da es sich um sicherheitskritische Komponenten handelt, ist jedenfalls eine experimentelle Verifikation des Berechnungsverfahrens notwendig. Dazu wird folgende Vorgehensweise vorgeschlagen:

- Proben sind aus Blechen sowie plastisch vorverformten Polendplatten und Rotoren zu entnehmen, zu fertigen und zu untersuchen.*
- Die experimentelle Ermittlung des Eigenspannungsverlaufes erfolgt an verschiedenen Positionen zerstörend durch Röntgendiffraktometrie mit sukzessivem elektrochemischen Materialabtrag, bei tiefergehenden Eigenspannungen ergänzend auch mittels Cut-Compliance- oder Bohrlochmethode.*

- *In die restlichen Proben werden definierte Anrisse im Kerbgrund z.B. mittels Focused Ion Beam Milling (FIB) (= Einbringen von Anrissen unter Verwendung von fokussierten Ionenstrahlen) eingebracht. Anschließend werden die Proben schwingend beansprucht bei gleichzeitiger Messung des Ermüdungsrissfortschrittes mittels Wechselstrompotentialmethode.*