FORSCHUNGSPROJEKT

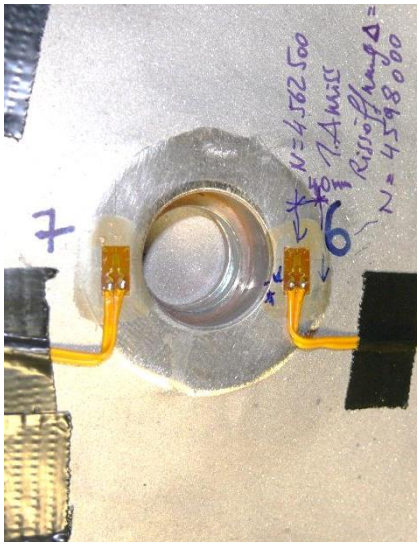
„Innovation im Bau von Druckschachtpanzerungen von Pumpspeicherwerken“

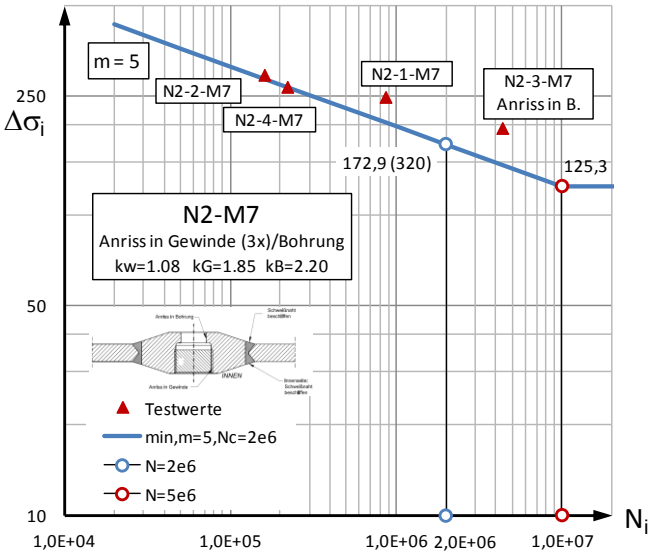
PUBLIKATIONSSCHRIFT

- Endversion -

FFG-Projektnr.: 824592, 831613 und 836105

August 2009 bis Dezember 2012





Juni 2013

ÖSTERREICHS E-WIRTSCHAFT FORSCHUNG & INNOVATION
ÖSTERREICHISCHE FORSCHUNGSFÖRDERUNGSGESELLSCHAFT mbH (FFG)

P U B L I K A T I O N S S C H R I F T

Endversion

„INNOVATION IM BAU VON DRUCKSCHACHTPANZERUNGEN VON PUMPSPEICHERWERKEN“

FFG – Forschungsprojekt
Nr. 824592, 831613 und 836105
Projektlaufzeit: August 2009 bis Dezember 2012

Juni 2013

Prof. Dr. R. Greiner, Prof. Dr. H. Unterweger, Dr. A. Lechner,
Dr. M. Kettler, Dipl.-Ing. W . Stering
Institut für Stahlbau
Technische Universität Graz

Dr. J. Mayrhuber, Dipl.-Ing. P. Stering, Dipl.-Ing. C. Kirilowitsch
VERBUND - Hydro Power AG

Ing. R. Maldet, Dipl.-Ing. A. Hammer
TIWAG - Tiroler Wasserkraft AG

Dr. P. Meusburger, Dipl.-Ing. M. Monschein, Dipl.-Ing. L. Werle
Vorarlberger Illwerke AG

Dipl.-Ing. W. Hoffmann, Dipl.-Ing. J. Mayr, Ing. F. Neufeld
ANDRITZ HYDRO GmbH

INHALT:

INHALT: 3
KURZFASSUNG: 4
ABSTRACT: 4
1. Allgemeines 5
2. Überblick 6
3. State-of-the-Art des Ermüdungsnachweises von Stahlpanzerungen 7
4. Übersicht Prüfkörper / Versagenstyp 9
5. Gesamtübersicht über Ermüdungsergebnisse 10
6. Ermüdungstests / Kerbstellen 18
7. Übersicht Ermüdungstests / Werkstoffe 19
8. Übersicht Bemessungskonzept / Injektionsnippel 21
9. Neuvorschlag für Bemessungs-Wöhlerlinien für Stahl S 690 und Alform 700 M 23
10. Ergebnisse und Schlussfolgerungen der FE-Parameterstudie 25
10.1 Ergebnisüberblick 25
10.2 Ergebniszusammenstellung N1 – Parameterstudie 28
10.3 Ergebniszusammenstellung N2 – Parameterstudie 30
11. Berechnungsbeispiel von Druckschachtpanzerung mit Injektionsnippeln 32
12. Danksagung und Zusammenfassung 37
13. Literatur 38
14. Ergänzungen und Korrekturen zu „Version 1“ 39

KURZFASSUNG:

In der vorliegenden Publikationsschrift werden die Ergebnisse für das gesamte Mess- und Testprogramm der zurückliegenden drei Forschungsjahre sowie jene der durchgeführten zugehörigen Finite-Element-Berechnungen und Parameterstudien des Forschungsprojektes „Innovation im Bau von Druckschachtpanzerungen von Pumpspeicherwerken – INJ09, FFG Proj.Nr. 824592, 831613 und 836105“ zusammengefasst und für Bauherren, Planer, Behörden und Ausführende zur praktischen Anwendung aufbereitet.
Dieser Bericht dient als Publikation zur Verteilung der Forschungsergebnisse im Sinne der „FFG-Branchenförderung – Collective Research“.

ABSTRACT:

In this publication document detailed results of both the experimental test series and the Finite-Element analyses and parametric studies in the past three research years of the Research Project “Innovation in the Construction of Steel Penstocks for Pumped Storage Power Plants – INJ09, FFG-proj.no. 824592, 831613 and 836105” are summarized. These results are specifically written to facilitate practical application of owners, consultants, public authorities and suppliers of steel penstocks.
This report shall be considered as publishable report for the dissemination of the research results in accordance with the FFG-grant agreement “Collective Research”.

1. Allgemeines

Gegenstand dieser Forschungsarbeit ist das 3-Jahres-Forschungsprojekt „Innovation im Bau von Druckschachtpanzerungen von Pumpspeicherwerken“ – Akronym ***INJ09***, Proj.Nr. 824592 (1. Fo-Jahr), 831613 (2. Fo-Jahr) sowie 836105 (3. Fo-Jahr), abgeschlossen zwischen der Österreichischen Forschungsförderungsgesellschaft mbH (FFG) als Fördergeberin und Oesterreichs Energie Forschung & Innovation (vormals VEÖ-Verband der Elektrizitätsunternehmen Österreichs, Stab Energieforschungsgemeinschaft, EFG) sowie den fünf weiteren Vertragspartnern VERBUND Hydro Power AG (VERBUND) (vormals VERBUND-Austrian Hydro Power AG, AHP), TIWAG - Tiroler Wasserkraft AG (TIWAG), Vorarlberger Illwerke AG (ILLWERKE), ANDRITZ HYDRO GmbH (ANDRITZ) sowie der Technischen Universität Graz (TU Graz), Institut für Stahlbau (vormals Institut für Stahlbau und Flächentragwerke) als Förderungsnehmer bzw. Unternehmenspartner.

In der vorliegenden Publikationsschrift werden die Ergebnisse des gesamten Mess- und Testprogrammes der zurückliegenden drei Forschungsjahre, welches vom Institut für Stahlbau und dem Labor für Konstruktiven Ingenieurbau (LKI) an der TU Graz durchgeführt wurde, zusammengefasst und für die praktische Anwendung im Druckschachtbau übersichtlich aufbereitet. Ein Berechnungsbeispiel am Ende des Berichtes vervollständigt dies.

Abschließend befindet sich im hinteren Teil des Berichtes die Ergebnisdokumentation über die durchgeführte FE-Parameterstudie (mit Software-Paket Abaqus [1]) für die baupraktisch empfohlenen Nippelformen. Es werden in dieser FE-Studie reale Ist-Abmessungsverhältnisse von Druckschachtpanzerungen numerisch untersucht und ausgewertet. Es werden unterschiedliche Nippelformen, unterschiedliche Nippelabstände sowie unterschiedliche Radius-zu-Wanddickenverhältnisse (r/t-Verhältnisse) der Druckschachtpanzerungen hinsichtlich ihres elastischen und plastischen Tragverhaltens untersucht. Die Ergebnisse sind in Form von Ergebnistabellen zusammengestellt. Eingangsgröße ist die Bemessung der optimierten Nippelformen gemäß AD 2000 – B9 [14] auf Primärspannungsebene.

Die Detailergebnisse zum vorliegenden Forschungsprojekt wurden in ergänzenden umfangreichen Forschungsberichten dokumentiert ([2] bis [8]).

2. Überblick

Öffnungen von Stahlpanzerungen - ob verstärkt als Nippel oder unverstärkt als bloße Bohrungen – werden im Druckschachtbau häufig verwendet. Der Grund kann in der Notwendigkeit des Injizierens oder von Messeinrichtungen oder von Entwässerungs- bzw. Druckentlastungsmaßnahmen liegen (Abb. 1). In der Vergangenheit wurden solche Teile meist nur unter konstruktiven Gesichtspunkten ausgelegt, d.h. ohne detaillierte statische oder betriebsfestigkeitsmäßige Untersuchungen. In den letzten Jahren wurde jedoch erkannt, dass diese Nippel oder Bohrungen nicht unwesentlichen Einfluss auf die Betriebsfestigkeit der Panzerung haben.

Dies steht im Zusammenhang mit dem Anwachsen von zyklischen hydrodynamischen Belastungen, die vor allem auf Pumpspeicherung oder erhöhten Regelungsbedarf zurückgehen und zusammen mit der Erhöhung des Spannungsniveaus zufolge der Verwendung hochfester Stähle die Ermüdungsberechnung solcher Nippel zu einem maßgebenden Faktor in der Auslegung von Panzerungen machen.

Die Praxis in der Vergangenheit war auch mitbestimmt von dem Umstand, dass spezifische Daten über die Ermüdungsfestigkeit der eingesetzten Nippelformen nicht vorlagen und die zugänglichen Werte in generellen Regelwerken verhältnismäßig niedrig lagen.

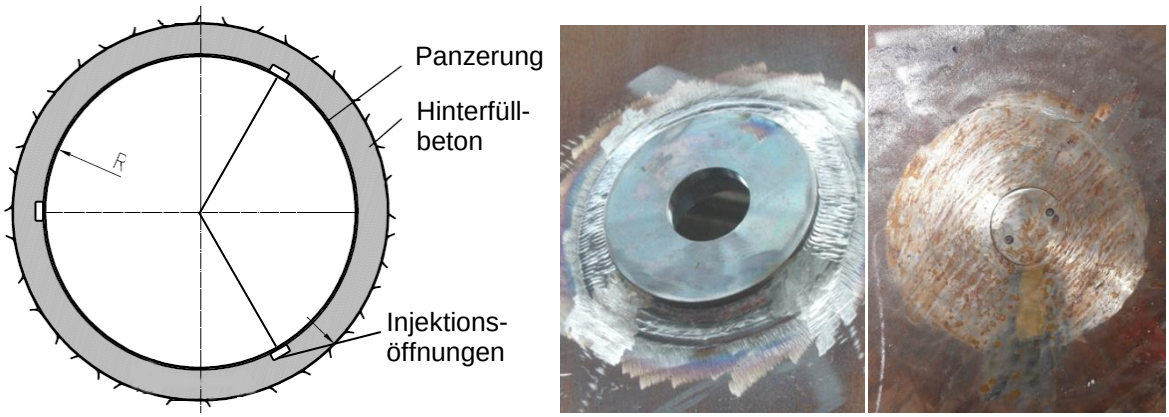


Abb. 1 Typischer Querschnitt eines Druckschachtes mit Injektionsöffnungen (links), Außen- und Innenansicht von einer verstärken Öffnung mit Einschweißflansch (rechts), Kraftwerk Limberg II, Verbund Hydro Power AG [16]

Aus diesem Grund wurde das Forschungsprojekt „INJ09“ im Rahmen der Österreichischen Forschungsförderungsgesellschaft FFG und der Forschungsplattform Oesterreichs Energie Forschung und Innovation durchgeführt mit dem Ziele, die offenen Fragen der oben angeführten Themenstellung zu untersuchen und einer Lösung zuzuführen.

Der Umfang des Projekts umfasste zum einen die versuchstechnische Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von verschiedenen Formen von Nippeln und Bohrungen und dies für verschiedene Sorten der heute eingesetzten hochfesten Stähle. Zum anderen waren die numerische Untersuchung der Nippel mittels FE-Methoden und die Entwicklung von einschlägigen Bemessungsregeln Inhalte des Projektes.

Nach Beendigung des Projekts kann festgestellt werden, dass die angestrebten Ergebnisse nun zur Verfügung stehen. Das Ergebnis besteht einerseits in spezifischen S-N Linien für die untersuchten Nippelformen, wobei insbesondere die Minimierung der Kerbwirkung an der Schweißnaht und an Gewinde bzw. Bohrung im Vordergrund stand und dies sowohl von Seiten der Formgebung als auch der Fertigungsqualität her verbessert wurde. Andererseits liegt ein durchgängiges Konzept von Berechnungsregeln vor, die vom statischen Festigkeitsnachweis über den Nachweis für zyklisches Plastizieren bis zum eigentlichen Betriebsfestigkeitsnachweis gehen.

3. State-of-the-Art des Ermüdungsnachweises von Stahlpanzerungen

Der Sicherheitsnachweis von glatten Stahlpanzerungen im Druckschachtbau von Wasserkraftwerksanlagen muss auf vier verschiedenen Grenzzuständen (Limit States „LS“) aufgebaut werden, die folgend genannt werden: Primärspannungsnachweis (LS1), Sekundärspannungsnachweis (LS2), Stabilitätsnachweis (LS3) und Ermüdungsnachweis (LS4). Der LS1 deckt die Tragsicherheit unter der maximalen Innendruckbelastung inklusive Druckstoß ab. Der LS2 stellt sicher, dass fortschreitendes zyklisches Plastizieren unter der maximalen Spannungsschwankung des höchsten Innendrucks und des höchsten Außendrucks (im entleerten Stollen) und Berücksichtigung von Temperaturänderungen und Poisson-Effekten nicht oder nur in vertretbarer Größe auftreten kann. Der LS3 umfasst den Beulsicherheitsnachweis unter Außendruck, entweder zufolge Bergwasserdruck oder zufolge des Injizierdruckes. Im LS4 erfolgt der Ermüdungsnachweis für das betriebliche Lastkollektiv gemäß den neuen Bestimmungen des Eurocode 3, Teil 1-9 (EC3) [11].

Tabelle 1 Wöhlerlinien für Stumpfnähte von Stahlrohrpanzerungen - Längsnähte und Umfangsnähte - gemäß EN 1993-1-9 [11] bzw. IIW [13], Neigung m = 3

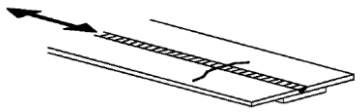
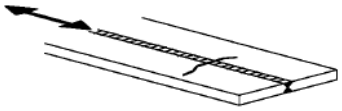
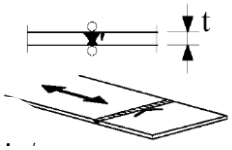
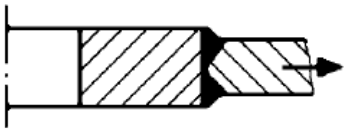
FAT 112 Automatengeschweißte Stumpfnähte nur von einer Seite geschweißt, mit durchlaufender Schweißbadsicherung, ohne Ansatzstellen (mit Ansatzstellen KF 100)	
FAT 112 Längsbeanspruchte Stumpfnähte, unbeschliffen, ohne Ansatzstellen, zerstörungsfreie Schweißnahtprüfung	
FAT 112 Querstöße in Blechen und ebenen Teilen, alle Schweißnähte bündig verschliffen, Schleifrichtung parallel zur Belastungsrichtung, geschweißt von beiden Seiten, zerstörungsfreie Schweißnahtprüfung	

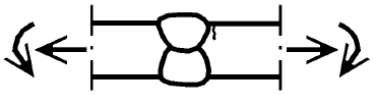
Tabelle 2 Wöhlerlinie für eingeschweißte Flansche nach Nennspannungskonzept gemäß IIW [13] und FKM [12], Neigung m = 3

FAT 71 Steifer Blockflansch, durchgeschweißte Stumpfnähte	

Wie in Tabelle 1 gezeigt, wird die Ermüdungsfestigkeit für Stumpfnähte in Umfangsrichtung (Rundnähte) durch die Kerbfallklasse (FAT) 112 bestimmt, wenn die Schweißung an der Baustelle mit Verwendung von Schweißleisten oder wenn das Schweißen halb-automatisch erfolgt. Die Längs-Stumpfnaht (und die Rundnaht ohne Schweißleiste) – ausgeführt durch Unterpulverschweißen oder bei beidseitigem Beschleifen - erlaubt ebenfalls die FAT 112 gemäß EC3 und IIW [13]. Der EC3 sieht jedoch keinerlei Angaben für die Nippelformen von Panzerungen vor. In anderen Regelwerken, wie der FKM-Richtlinie [12], dem IIW-Katalog und den AD 2000 Merkblättern [14] werden zwar Werte für Nippel-Öffnungen gemacht, die unterschiedlichen Verfahrensweisen führen aber zu einer großen Streubreite der Ergebnisse. So legen die FKM und IIW die Kerbfallklasse FAT 71 für den steifen Blockflansch mit voll durchgeschweißtem Schweißanschluss fest, wobei das Strukturspannungskonzept zugrunde

gelegt wird (Tabelle 2). Dagegen wird in AD 2000 S1 die Kerbfallklasse K1 spezifiziert, multipliziert mit dem Spannungskonzentrationsfaktor $\eta=3{,}0$, wodurch sich die Klasse FAT 36 in Vergleich mit dem Sicherheitsniveau des Eurocode 3 (95% Überlebenswahrscheinlichkeit) ergeben würde.

Tabelle 3 Wöhlerlinien für Stumpfnähte auf Basis geometrischem Strukturspannungskonzept gemäß EN 1993-1-9 [11] und IIW [13], Neigung m = 3

FAT 112 Voll durchgeschweißte Stumpfnähte: Alle Schweißnähte flächenbündig verschliffen, Schleifrichtung parallel zur Belastungsrichtung, geschweißt von beiden Seiten, zerstörungsfreie Schweißnahtprüfung; Exzentrizitätseffekte sind nicht durch Kerbfall abgedeckt und müssen daher separat in Strukturspannungsberechnung berücksichtigt werden	
FAT 100 Teilweise durchgeschweißte Stumpfnähte: Schweißnähte unbeschliffen, geschweißt von beiden Seiten, zerstörungsfreie Schweißnahtprüfung (gemäß IIW); Exzentrizitätseffekte sind nicht durch Kerbfall abgedeckt und müssen daher separat in Strukturspannungsberechnung berücksichtigt werden	

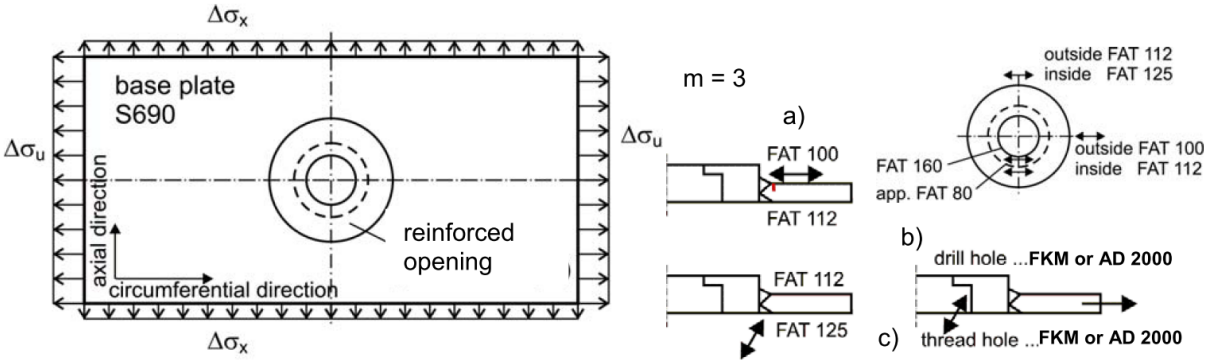


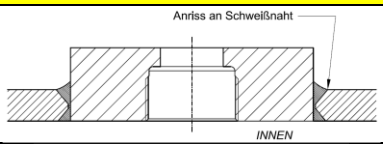
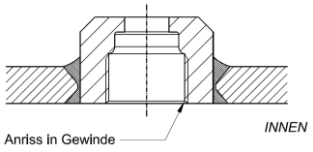
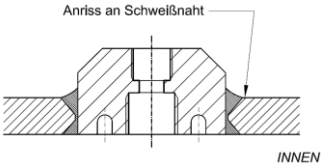
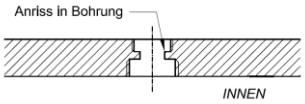
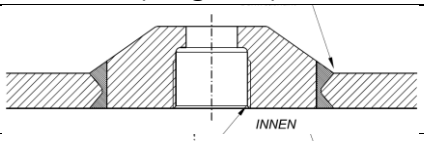
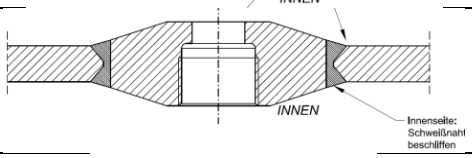
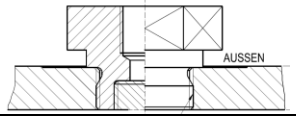
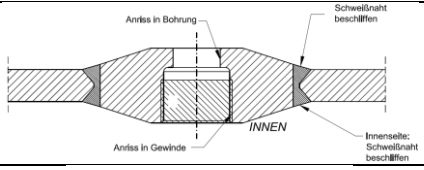
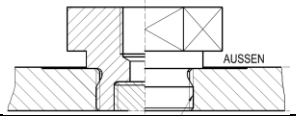
Abb. 2 Anwendung des geometrischen Strukturspannungskonzeptes für eingeschweißte Injektionsnippel in Stahlrohrpanzerung mit Poisson-(ν-)fachem Längsspannungseinfluss [17]

Betrachtet man das Kerbspannungskonzept (Hot Spot Concept „HS“) im Eurocode 3, so ergeben sowohl IIW als auch FKM recht ähnliche FAT-Klassen für die Schweißdetails (Tabelle 3). Jedoch wird die Anwendung des HS-Konzepts auf Gewindeöffnungen oder Bohrungen im EC3 und im IIW gar nicht abgedeckt. Im Falle von Bohrungen könnte die Auslegung für Ermüdung mit spezifischen Regeln in der FKM oder dem AD 200 S2 erfolgen. Aber für Gewindeöffnungen werden in keinem der angeführten Regelwerke einschlägige Angaben gemacht. Die aufgezeigten Schwierigkeiten führten letztlich zum gegenständlichen Forschungsprojekt INJ09.

Die Anwendung des HS-Konzepts auf verstärkte Öffnungen mittels Nippeln wird in Abb. 2 dargestellt. Die maßgebenden Kerbdetails bestehen (a) im Detail unter Normalspannung in der außenliegenden Naht (FAT 100), (b) im Detail der Spannungskonzentration der Umfangsspannung in der Bohrung und (c) im Detail des Gewindeansatzes. Der Effekt der Umfangskrümmung des Panzerungsrohres war dabei ebenfalls zu berücksichtigen, es stellte sich jedoch schließlich heraus, dass seine Größe von geringerer Bedeutung ist bzw. eine Abspaltung des Effektes auf numerischem Wege erfolgen kann.

4. Übersicht Prüfkörper / Versagenstyp

Tabelle 4 Zusammenstellung Prüfkörper und Lage Ermüdungsanrisse, insgesamt 35 Prüfkörper im Labor LKI/ TU Graz auf Ermüdung getestet

			Skizze	Versagen – 1. Anriss
1. Jahr S690QL 13 Stk.	AHP	3 Stk.		immer Schweißnaht
	VIW	3 Stk.		immer Gewinde
	TIW	3 Stk.		1 x Schweißnaht, 2 Durchläufer
	ZUS	3 Stk.		immer Bohrung
	PrBl.	1 Stk.	Lochbohrung, D = 30 mm (entgratet)	immer Bohrung
2. Jahr S690QL 13 Stk.	N1	4 Stk.		immer Schweißnaht, kurz danach Gewinde
	N2	4 Stk.		immer Schweißnaht, stets außen, 1 Durchläufer
	N3	4 Stk.		immer Gewinde, 1 Durchläufer
	PrBl.-N	1 Stk.	Lochbohrung, D = 30 mm (entgratet)	DL Bohrung, Versagen in Lasteinleitung
3. Jahr ALFORM 700 M 9 Stk.	N2-M7	4 Stk.		3 x Gewinde, 1 x Bohrung
	N3-M7	4 Stk.		immer Gewinde, 1 Durchläufer
	PrBl.-N-M7	1 Stk.	Lochbohrung, D = 30 mm (entgratet)	immer Bohrung

In den beiden ersten Forschungsjahren wurden jeweils 13 Prüfkörper (insgesamt 26) auf Materialermüdung im LKI/TU Graz getestet. Im 3. Forschungsjahr kamen noch 9 weitere Ermüdungstests für die Stahlgüte Alform 700 M der Voestalpine hinzu. Als Versagensarten entstanden Schweißnahtversagen, Gewindeversagen und Bohrlochversagen. Bei einem

Prüfkörper (Probeblech_N) entstand ein Ermüdungsversagen in der Lasteinleitung bei 4.1 Mio Lastwechsel, welches allerdings auf den hohen Reibschlupf in der Kraftübertragung zurückzuführen ist, und somit in der Auswertung der Nippeldetails nicht zu berücksichtigen ist. Am Nippeldetail entstand Probeblech_N kein Ermüdungsanriss => Durchläufer. Eine Gesamtübersicht über das Prüfprogramm ist in Tabelle 4 zu sehen.

5. Gesamtübersicht über Ermüdungsergebnisse

a) Bruchformen

Insgesamt wurden 35 Prüfkörper mit Injektionsnippel experimentell im LKI der TU Graz auf ihre Ermüdungstragfähigkeit hin untersucht. Diese Prüfkörper wurden aus fünf unterschiedlichen Blechen (drei verschiedene Grundplattenbleche, zwei verschiedene Nippelbleche) in drei verschiedenen Arbeitsgängen unter baustellenüblichen Toleranzen und Herstellungsbedingungen innerhalb von drei Jahren gefertigt. Dadurch ist die praktische Verwertbarkeit dieser experimentellen Laborergebnisse für in Österreich und den angrenzenden Alpenländern vorkommende Druckschächte gewährleistet.

Die folgenden fünf Diagramme, Abb. 4 bis Abb. 8, stellen die Gesamtübersicht aller Ermüdungsergebnisse – zur besseren Vergleichbarkeit – auf Basis des geometrischen Strukturspannungskonzeptes für Ermüdungsanrisse (Erstanriss) in Schweißnähten, Gewindebohrungen und glatten Bohrlöchern dar. Mehrfachanrisse an unabhängigen Stellen werden dabei getrennt erfasst.

Beispielhaft wird für Prüfkörper AHP 3 das nahezu gleichzeitige, aber spannungsmäßig voneinander unabhängige Anrissverhalten an den beiden maximalbeanspruchten Stellen am Schweißnahtübergang gezeigt (Abb. 3). Bei anderen Prüfkörpern sind die Anrisse teilweise auch nur an einer Stelle entstanden. Das Auftreten von zwei unabhängigen Anrissen bei sehr nahe beieinander liegenden Lastwechselzahlen unterstreicht die hohe Herstellungsqualität dieser im Druckschachtbau ausgeführten Nippelformen.

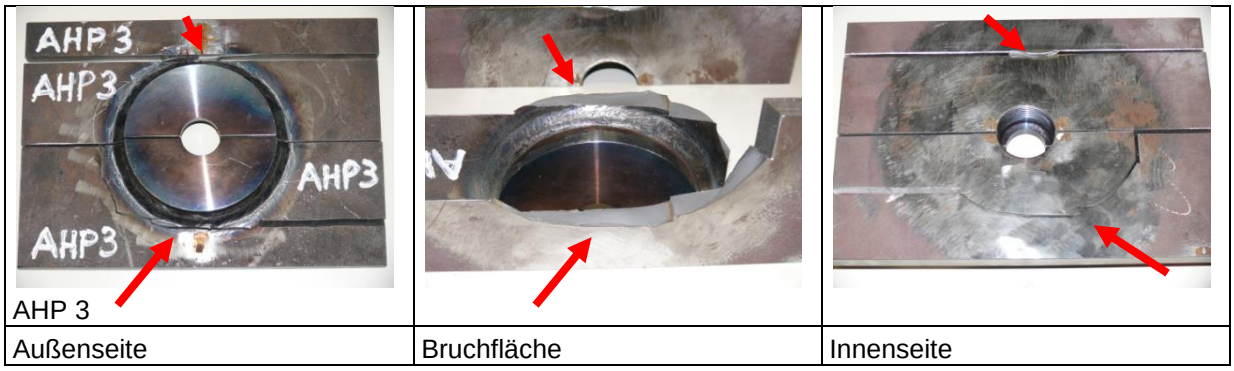


Abb. 3 Mehrfache Ermüdungsanrisse am Beispiel des Nippeltyps AHP, Ermüdungsanriss durch Pfeile gekennzeichnet [4]

Die Einzelergebnisse zu den unterschiedlichen Anrissarten sind in Abb. 4 für Schweißnahtversagen, in Abb. 5 und Abb. 6 für Gewindeanriss und in Abb. 7 und Abb. 8 für Anriss in Bohrung auf Basis des Strukturspannungskonzeptes dargestellt. Abb. 6 und Abb. 8 zeigen die Ergebnisse mit Kompensation der Mittelspannungsempfindlichkeit gemäß AD 2000 S2. Es wird durch Abb. 4 bis Abb. 8 gezeigt, dass die Wöhlerlinienneigung m=5 sowohl für Schweißnahtversagen als auch für Versagen im Grundmaterial (Bohrung, Gewinde) die untersuchten Kerbfälle und Stahlsorten zutreffend beschreibt.

b) Gesamtübersicht – Anriss in Schweißnaht

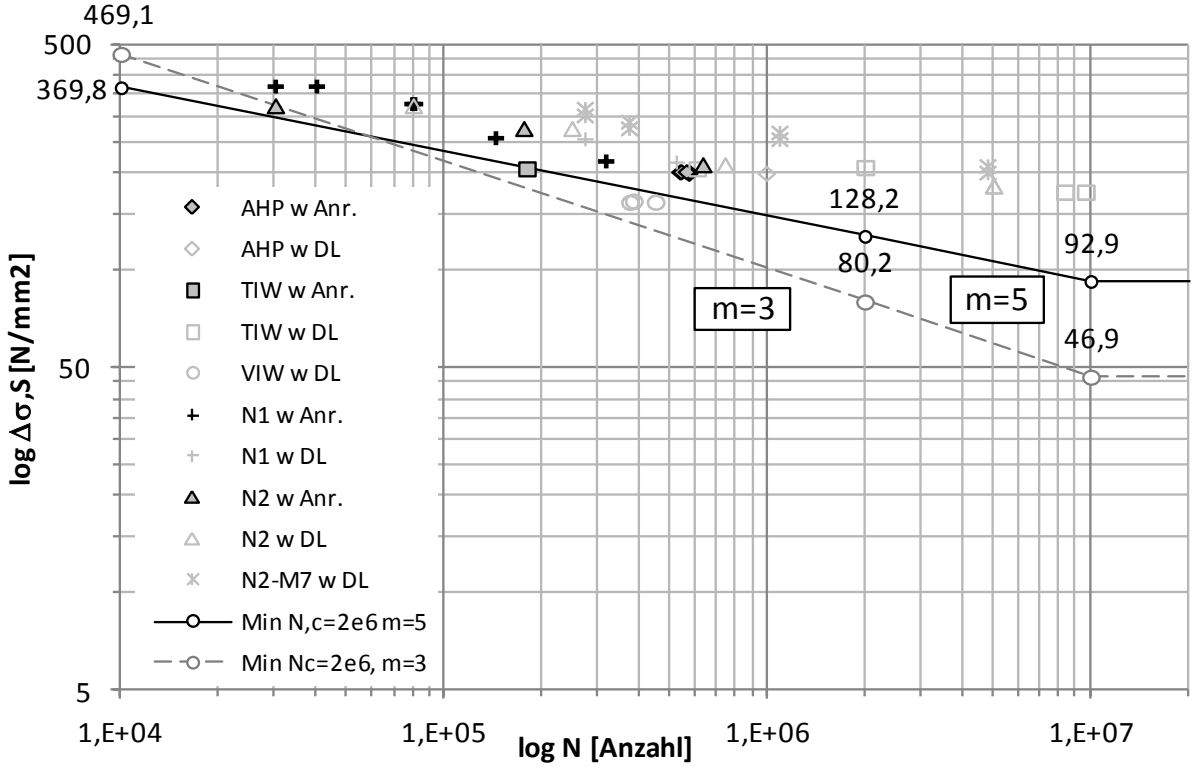


Abb. 4 Ermüdungsergebnisse für Anriss in der Schweißnaht außen, unbeschliffen, Beanspruchung rechtwinkelig zur Naht, Strukturspannungskonzept, Neigung der Wöhlerlinie mit m = 3 und m = 5

Abb. 4 zeigt die Auswertung der ermittelten Wöhlerlinien (S-N Kurven) nach der Minimummethode für die Anrissstelle am Schweißnahtübergang außen für die Neigung m = 3 (strichlierte Linie) sowie m = 5 (durchgezogene Linie).
Durchläufer sind in Form der hellgrauen Symbole dargestellt. Die zugehörigen Wöhlerfestigkeiten betragen $\Delta\sigma_C$ = 80.2 N/mm^2 für m = 3 und $\Delta\sigma_C$ = 128.2 N/mm^2 für m = 5.
Die statistische Auswertung für 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit ergibt $\Delta\sigma_{C,k}$ = 76.3 N/mm^2 für m = 3 und $\Delta\sigma_{C,k}$ = 129.5 N/mm^2 für m = 5.
Als Ergebnis dieser Auswertungen und weiterer Vergleiche wurde die Neigung für die hier vorkommenden Schweißdetails mit m = 5 abgeleitet. Die charakteristischen Werte (5 %-Fraktilwerte) repräsentieren 95 % und 101 % bezogen auf die Minimumwerte.

Abb. 5 und Abb. 6 zeigen die Ermüdungsauswertung für Gewindebohrungen in geschweißten und ungeschweißten Nippelformen. In Abb. 5 sind die nach der Minimummethode ermittelten Wöhlerlinien für den Ermüdungserstanriss dargestellt. Die durchgezogene Linie repräsentiert die Wöhlerlinie mit Neigung m = 5 ($\Delta\sigma_C$ = 306.5 N/mm^2), und die gestrichelte Linie stellt die untere Begrenzung der Messwerte für Neigung m = 3 dar ($\Delta\sigma_C$ = 218.2 N/mm^2). Die zugehörigen charakteristischen Werte betragen $\Delta\sigma_{C,k}$ = 289.6 N/mm^2 für m = 5 und $\Delta\sigma_{C,k}$ = 195.1 N/mm^2 für m = 3 und repräsentieren 94 % und 89 % der Minimumwerte.
Die Kompensation des Mittelspannungseinflusses (R ≅ 0.05) führt zu einer Minimum-Wöhlerlinie mit $\Delta\sigma_{C(a)}$ = 381.3 N/mm^2 (Abb. 6). Der zugehörige charakteristische Wert beträgt $\Delta\sigma_{C,k(a)}$ = 360.2 N/mm^2 (94 %).

Die Minimum-Wöhlerlinien für Ermüdungsanriss in den gebohrten, entgrateten Löchern sind

in Abb. 7 und Abb. 8 dargestellt. Abb. 8 zeigt die Minimum-Wöhlerlinien für die beiden Fälle a) mit und b) ohne Kompensierung des Mittelspannungseinflusses (Spannungsverhältnis R ≅ 0.05) basierend auf m = 5 ($\Delta\sigma_{C(a)}$ = 564.6 N/mm^2 und $\Delta\sigma_{C(b)}$ = 474.7 N/mm^2). Die zugehörigen charakteristischen Werte sind $\Delta\sigma_{C,k(a)}$ = 545.2 N/mm^2 und $\Delta\sigma_{C,k(b)}$ = 443.8 N/mm^2 (97 % und 93 % der Minimumswerte). In Abb. 7 ist auch die Auswertung für m = 3 dargestellt, welche zu einer Minimum-Wöhlerlinie von $\Delta\sigma_C$ = 282.7 N/mm^2 führt. Bei Vergleich der beiden Abbildungen sieht man, dass bei separater Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses sich die Neigung von m = 5 als zutreffend herausstellt.

Als Ergebnis der Studie zur Wöhlerlinienneigung wurde diese sowohl für Schweißnaht, Gewindebohrung und glatte Lochbohrung der untersuchten Fälle einheitlich mit m = 5 festgelegt.

Die Neigung m = 5 entspricht auch den Festlegungen von FKM [12] für ungeschweißte Ermüdungsdetails. Obwohl gemäß FKM die Dauerfestigkeit der Wöhlerlinie bereits bei N_D = 10^6 Lastzyklen liegt, wird nach neueren Vorschriften wie IIW [13] die Dauerfestigkeit erst bei N_D = 10^7 Zyklen festgelegt. Der vorliegenden Spezifikation wird deshalb der neuere Ansatz mit N_D = 10^7 zugrunde gelegt. Es ist zu beachten, dass im vorliegenden Dokument bei Kollektiv-Auswertungen dennoch die elementare Miner-Regel ohne Schwellwert der Ermüdungsfestigkeit anzuwenden ist.

Der Vergleich dieser Ergebnisse mit der Berechnung von synthetischen Wöhlerlinien für ungeschweißte Kerbdetails [19] führt umgerechnet ebenso zur Neigung von m = 5 für Kerbfälle mit Spannungsintensitätsfaktoren zwischen SCF = 2.0 und 4.4. Dies bestätigt die obigen Festlegungen.

Abschließend ist zu sagen, dass sich verbunden mit der hohen Ausführungsgüte der Nippelformen die flacheren Ermüdungslinien reproduzieren lassen.

In Tabelle 5 bis Tabelle 7 sind die Einzelauswertungen getrennt nach Nippeltyp und Kerbdetail detailliert dargestellt.

Die Entwicklung der Bemessungskerbfälle wurde einheitlich für alle Nippeltypen wie folgt durchgeführt:

- Reduktion der ermittelten Minimum-Ermüdungsfestigkeiten um 10 % aufgrund der kleinen Probengröße einheitlich für geschweißte und ungeschweißte Nippeldetails
- Weitere Reduktion der Ermüdungsfestigkeiten um 10 % für ungeschweißte Nippeldetails aufgrund von Materialüberfestigkeiten und Mittelspannungseinfluss (Labortest – Druckschacht)

Die hier angegebenen Ermüdungsfestigkeiten gelten nur für die Stahlgüten S 690 Q und Alform 700 M. Andere Stahlgüten sind in dieser Untersuchung nicht erfasst worden und sind in Abhängigkeit der Materialgüte (Zugfestigkeit) anzupassen. Es wird darauf hingewiesen, dass die vorhandenen Abminderungsformeln für den Materialeinfluss nach AD 2000 S2 nur für die glatte Oberfläche gelten, aber nicht mit der Gewindebohrung direkt kompatibel sind.
Die in Tabelle 11 angegebenen Ermüdungsfestigkeitswerte sind für niedere Stahlgüten entsprechend anzupassen (siehe [12] und [14]).

c) Gesamtübersicht – Anriss im Gewinde

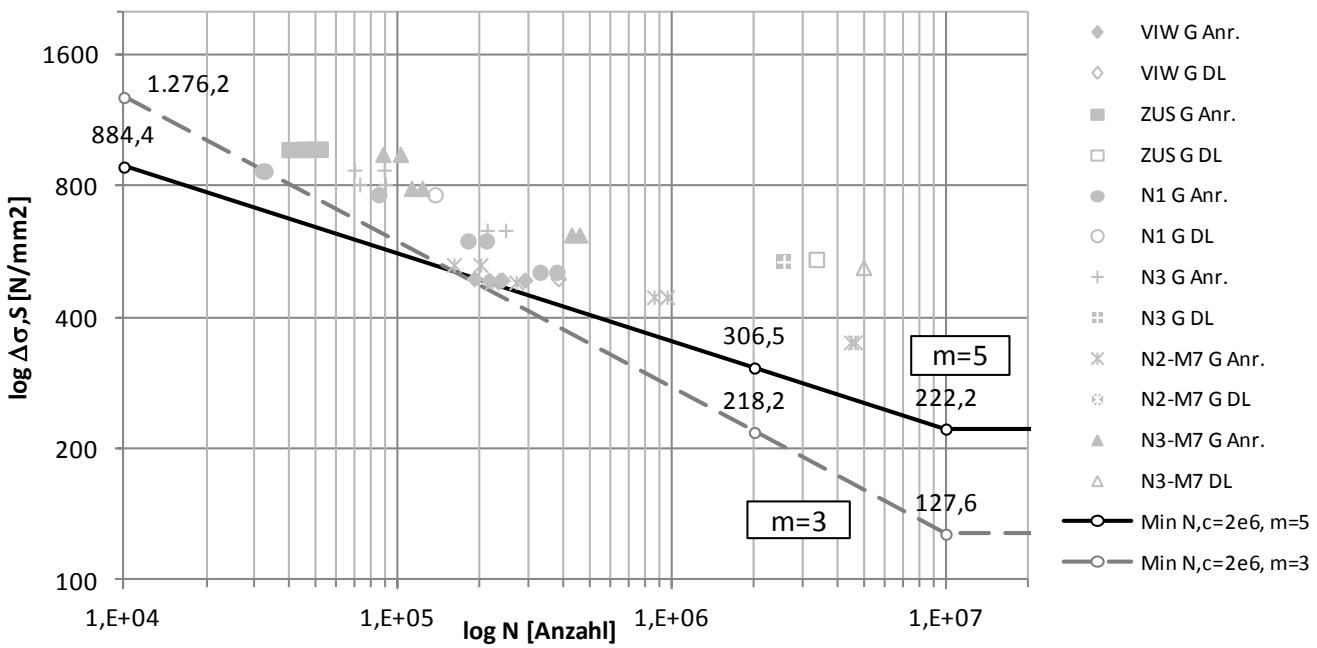


Abb. 5 Ermüdungsergebnisse für Anriss in Gewindebohrung, Beanspruchung in Umfangsrichtung des Gewindes, Strukturspannungskonzept, Neigung der Wöhlerlinie mit m = 3 und m = 5

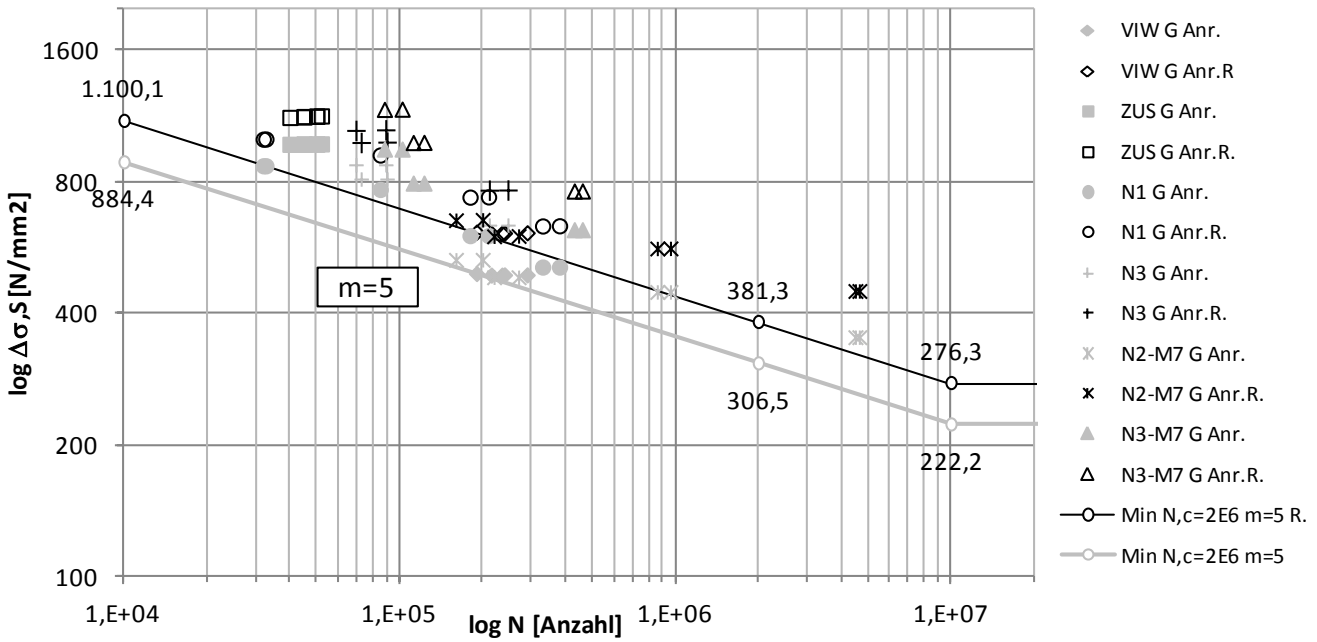


Abb. 6 Ermüdungsergebnisse für Anriss in Gewindebohrung, Beanspruchung in Umfangsrichtung des Gewindes, Strukturspannungskonzept, Neigung der Wöhlerlinie mit m = 5, Kompensation der Mittelspannungsempfindlichkeit gemäß AD2000 S2

d) Gesamtübersicht – Anriss in Bohrung

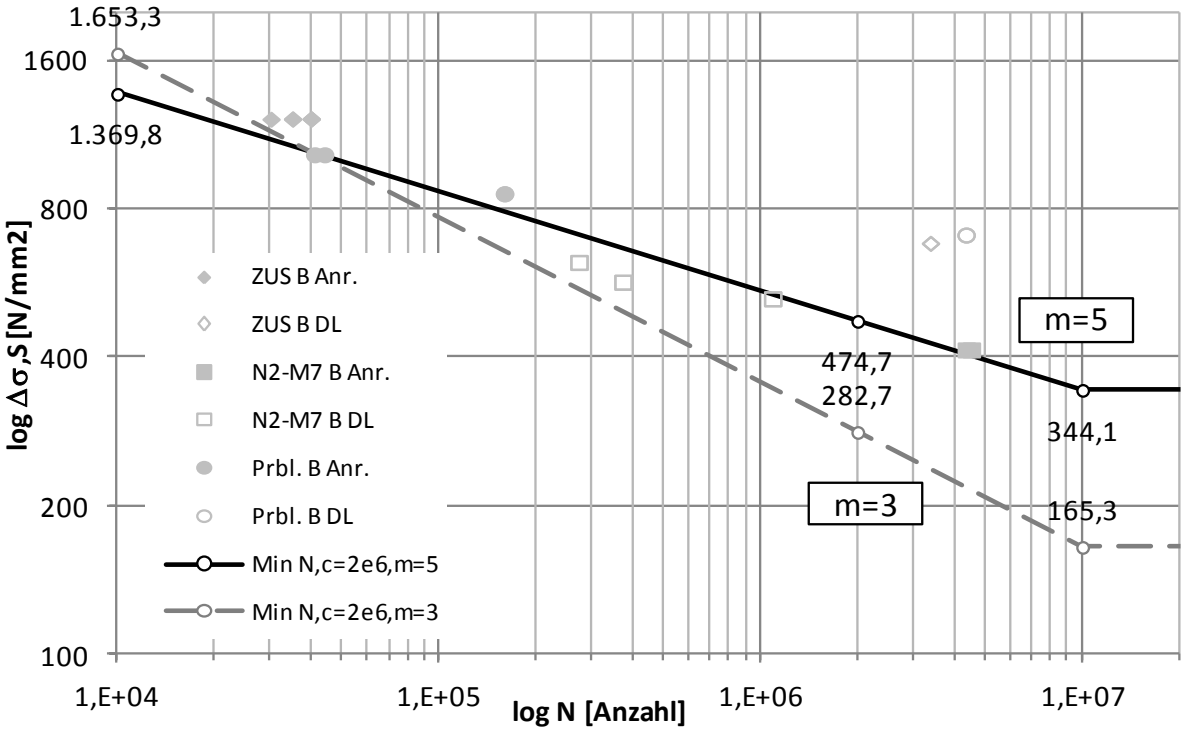


Abb. 7 Ermüdungsergebnisse für Anriss in entgrateter Lochbohrung (a=1mm bzw. 0.5mm), Beanspruchung in Prüfkörperlängsrichtung, Strukturspannungskonzept, Neigung der Wöhlerlinie mit m = 3 und m = 5

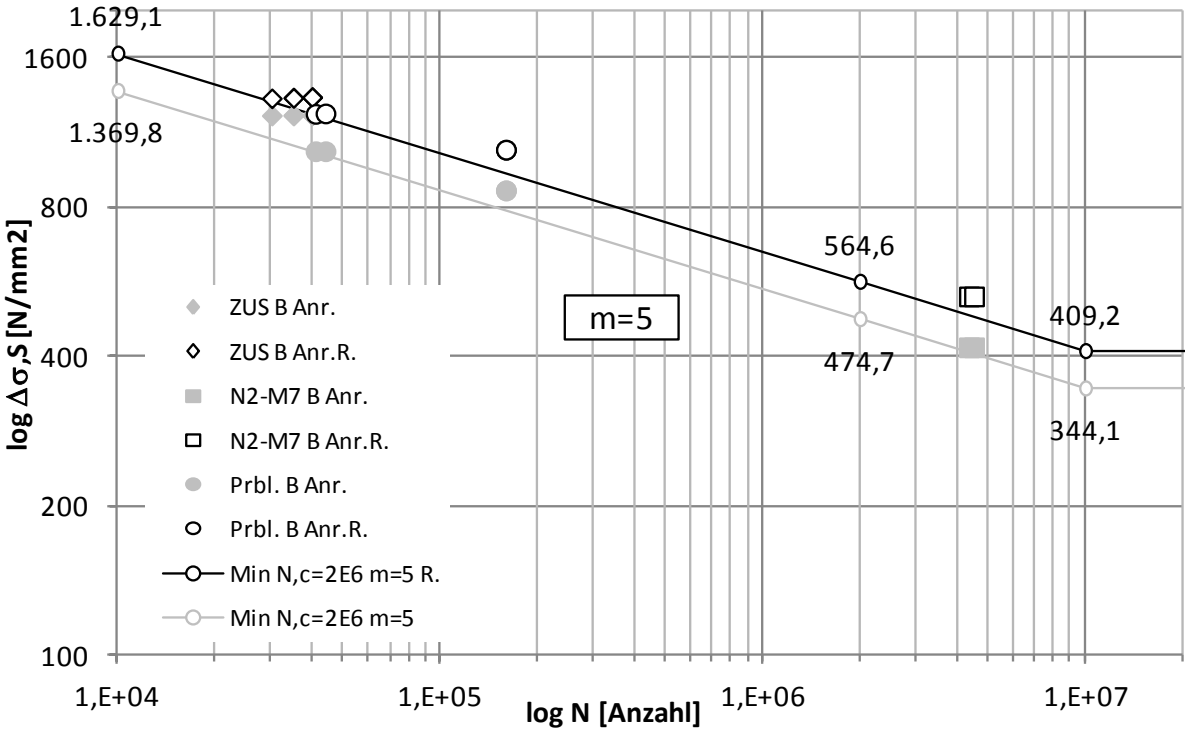
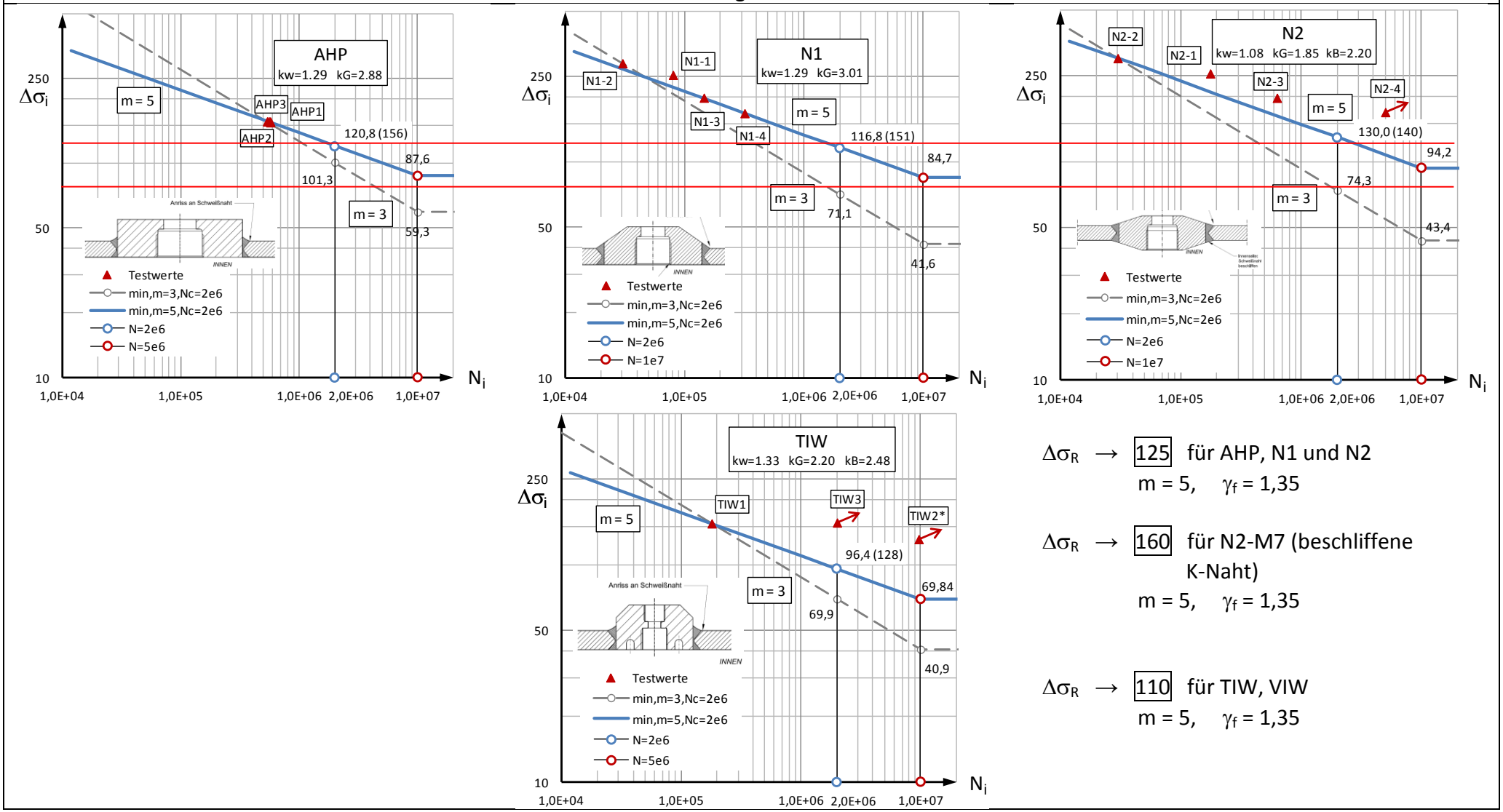


Abb. 8 Ermüdungsergebnisse für Anriss in entgrateter Lochbohrung (a=1mm bzw. 0.5mm), Beanspruchung in Prüfkörperlängsrichtung, Strukturspannungskonzept, Neigung der Wöhlerlinie mit m = 5, Kompensation der Mittelspannungsempfindlichkeit gemäß AD2000 S2

Einzelübersicht über geschweißte Kerbstellen



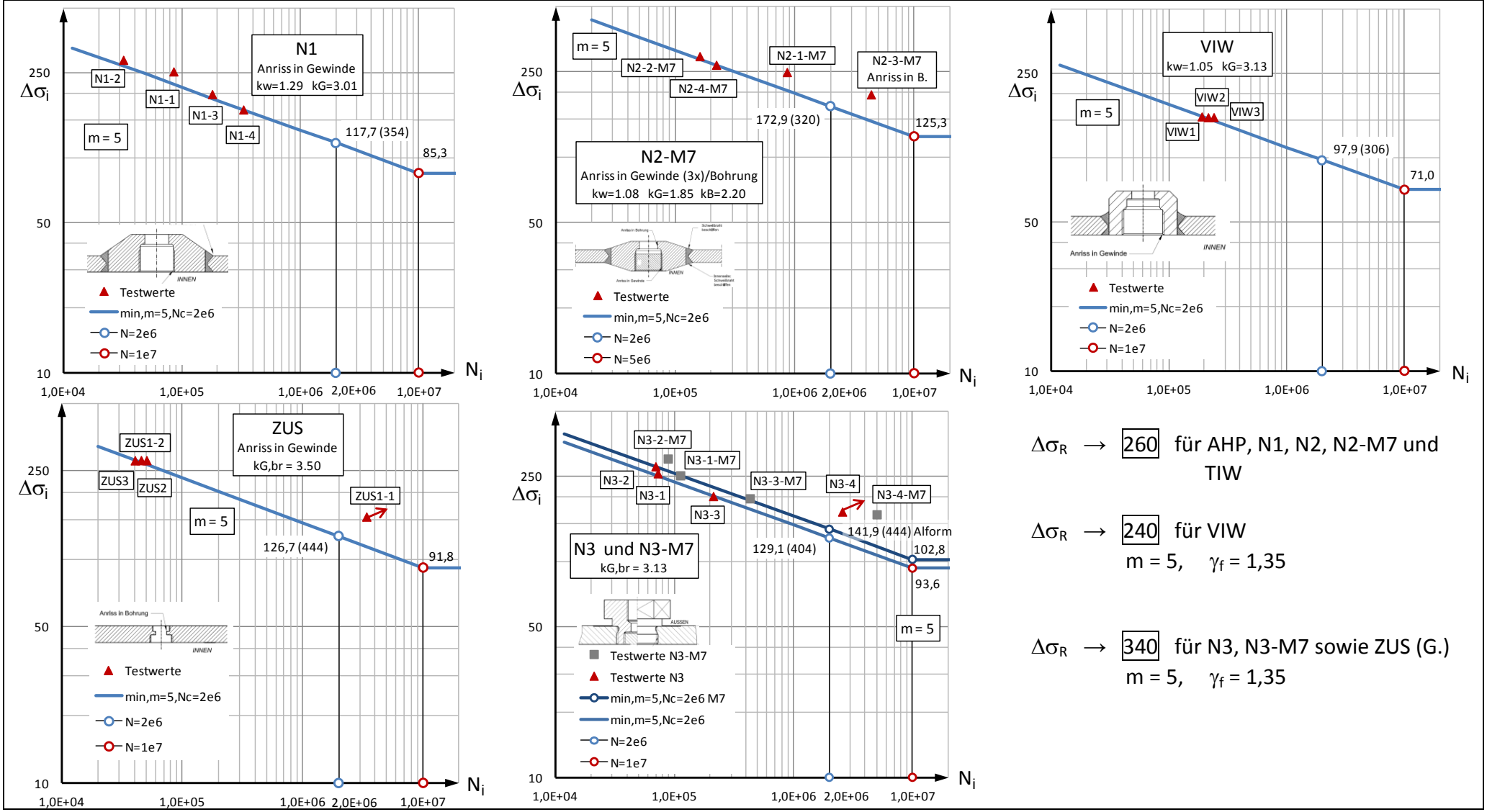
$\Delta\sigma_R \rightarrow$ **125** für AHP, N1 und N2
m = 5, $\gamma_f = 1{,}35$

$\Delta\sigma_R \rightarrow$ **160** für N2-M7 (beschliffene K-Naht)
m = 5, $\gamma_f = 1{,}35$

$\Delta\sigma_R \rightarrow$ **110** für TIW, VIW
m = 5, $\gamma_f = 1{,}35$

Tabelle 5 Ermüdungsergebnisse für geschweißte Nippelformen, Typen AHP, N1, N2, TIW

Einzelübersicht über Kerbstellen mit Gewinde



$\Delta\sigma_R \rightarrow$ **260** für AHP, N1, N2, N2-M7 und TIW

$\Delta\sigma_R \rightarrow$ **240** für VIW
m = 5, $\gamma_f = 1{,}35$

$\Delta\sigma_R \rightarrow$ **340** für N3, N3-M7 sowie ZUS (G.)
m = 5, $\gamma_f = 1{,}35$

Tabelle 6 Ermüdungsergebnisse für Gewinde, Typen, N1, N2-M7, VIW, N3, N3-M7 sowie ZUS

Einzelübersicht über Kerbstellen mit Bohrung

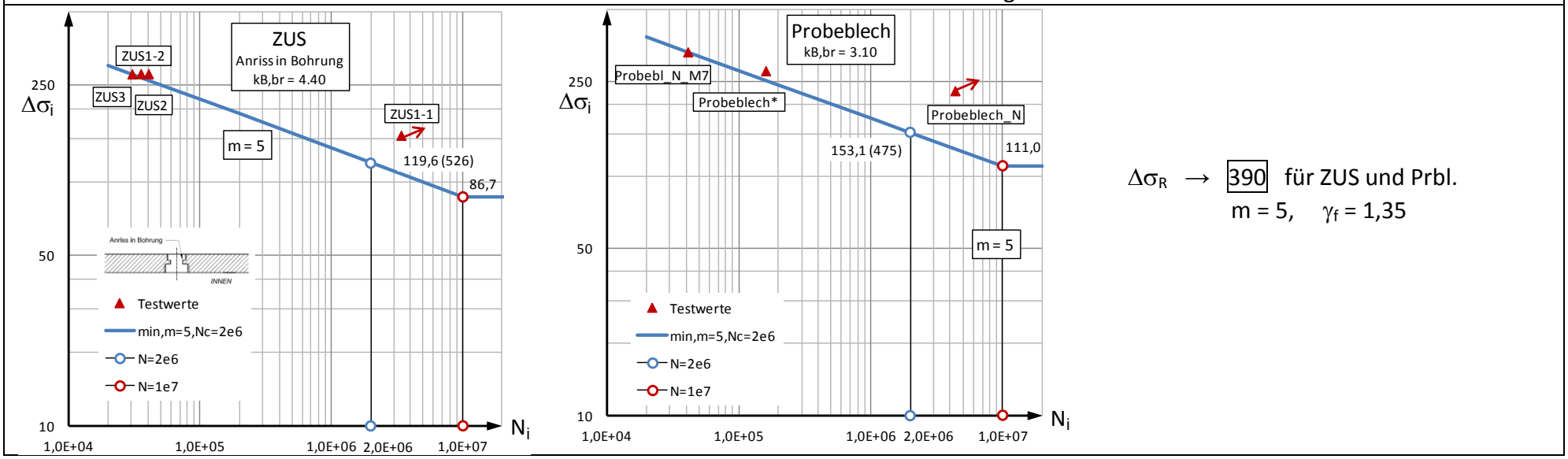


Tabelle 7 Ermüdungsergebnisse für Bohrung, Typen ZUS, Probeblech

In Tabelle 5, Tabelle 6 und Tabelle 7 werden die Einzelergebnisse zu den Ermüdungstests der drei Forschungsjahre bezogen auf Brutto-Nennspannungen zusammengestellt. Die Werte in Klammer () beschreiben die Wöhlerlinien bei Auswertung nach den geometrischen Strukturspannungen.

Die k-Faktoren (Spannungskonzentrationsfaktoren SCF) (k_B, k_G, k_w) geben die lokale Spannungserhöhung bezogen auf die Bruttospannung im Grundblech an. Bei den unverstärkten Öffnungen sind die k-Faktoren ebenfalls auf die Bruttospannung bezogen. Es ist allerdings zu beachten, dass der Lochabstand bei unverstärkten Öffnungen den lokalen Spannungszustand verändert. Dies wird im hinteren Teil dieses Berichtes im Rahmen der erweiterte FE-Parameterstudie näher untersucht (siehe Abschnitt 10).

6. Ermüdungstests / Kerbstellen

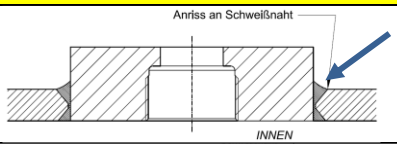
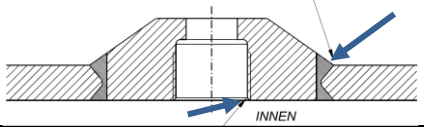
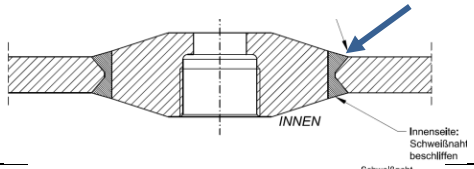
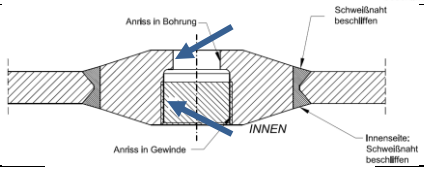
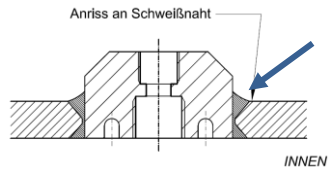
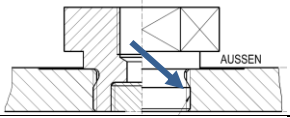
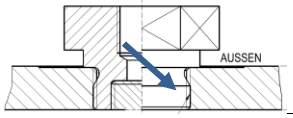
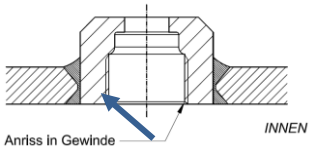
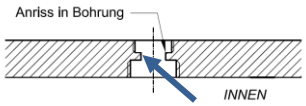
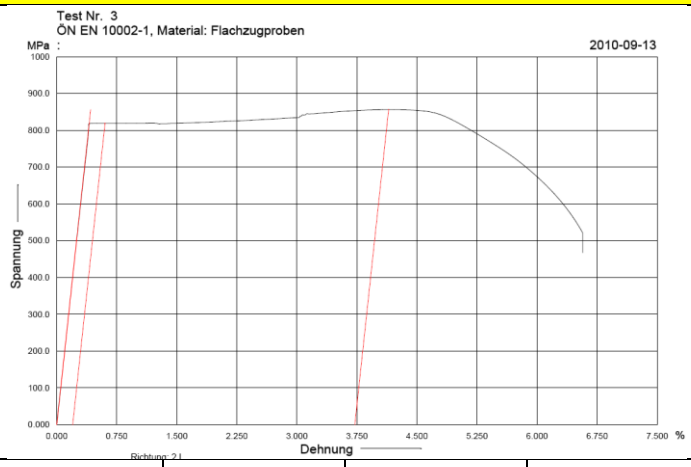
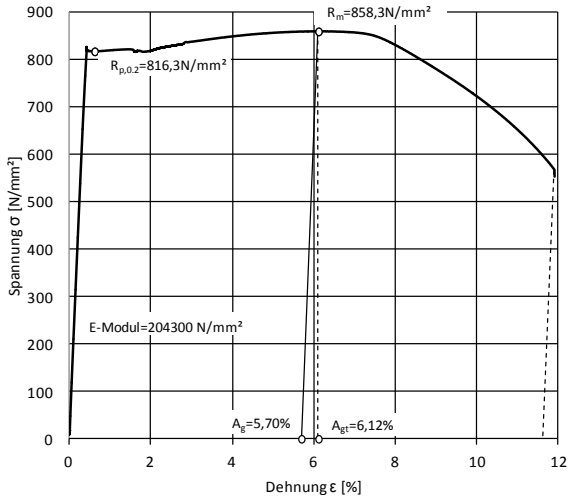
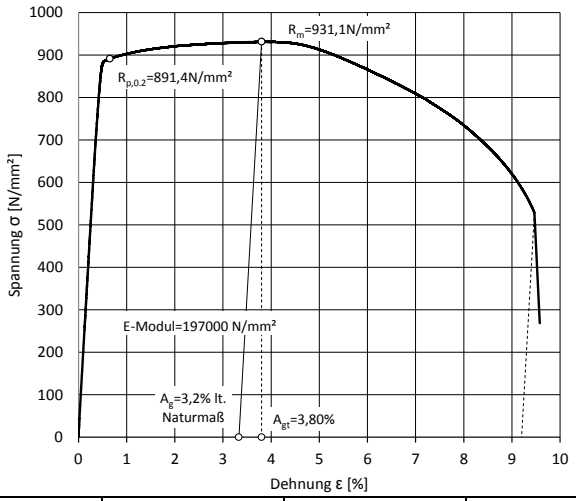
Typ	Kerbstellen, Versagensstellen	SCF-Faktoren für Labortests 1.-3. Fo-Jahr (bezogen auf Bruttonennspannung)		
		Bohrung	Gewinde	Schweißnaht
AHP		1,50	2,88	1,29
N1		0,91	3,01	1,29 a (unbeschliffen)
N2		2,20	1,85	1,08 a (unbeschliffen) 1,03 i (beschliffen)
N2-M7		2,20	1,85	1,08 a (beschliffen) 1,03 i (beschliffen)
TIW		2,26 B 2,48 Nut	2,20	1,33
N3			3,13	
N3-M7			3,13	
VIW		1,40	3,13	1,05
ZUS		4,40	3,50	
PrBl.	Lochbohrung, D = 30 mm (entgratet), B = 280 mm	3,02		
PrBl.-N	Lochbohrung, D = 30 mm (entgratet), B = 170 mm	3,10		
PrBl.-N-M7	Lochbohrung, D = 30 mm (entgratet), B = 170 mm	3,10		

Tabelle 8 Zusammenstellung Prüfkörper und zugehörige Spannungsintensitätsfaktoren SCF für Labortests im LKI/TU Graz

7. Übersicht Ermüdungstests / Werkstoffe

Tabelle 9 Zusammenstellung Prüfkörper und Werkstoffe

Güte	Skizze				Erzeuger	
1. Jahr S690QL 13 Stk.					Vitkovice Steel t=40 Weldox 700E SSAB t=15	
	t [mm]	$R_{p0,2}$	R_m	$R_{p0,2}/R_m$	A5 [%]	A_g [%]
	40 L	778	861	0,90	17,6	3,8
	15 L	819	856	0,96	17,3	3,7
2. Jahr S690QL1 13 Stk.					Ilsenburger Grobblech t=40 ThyssenKrupp t=15	
	40 L	791	843	0,94	15,1	5,5
	15 L	816	858	0,95	16,8	5,7
3. Jahr ALFORM 700 M 9 Stk.					voestalpine t=15 wie 2.Fo-Jahr t=40	
	15 L	891	931	0,96	15,1	3,2
	15 Q					2,2

Betreffend die verwendeten Werkstoffe sind die wichtigsten Materialparameter der einzelnen Prüfkörper in Tabelle 9 zu finden. In Abb. 9 und Abb. 10 sind Unterschiede in der Anrissentwicklung zwischen der Ausführung des Prüfkörpers N3 in S 690 QL und Alform 700 M zu sehen. Die Prüfkörper der Alform-Güte haben generell eine etwas höhere Ermüdungstragfähigkeit erzielt als jene in S 690 QL. Der Grund liegt in der etwas höheren Ist-Zugfestigkeit. Hingegen beim Rissfortschritt zeigen die Prüfkörper der Stahlgüte S 690 QL eine etwas langsamere Risswachstumsrate als jene der Alform-Güte. Dennoch zeigt sich bei beiden Stahlgüten ein langsamer Rissfortschritt nach Erstanriss (Erstanriss bei 72500 LW, Anriss an der Oberfläche bei 116000 LW für S 690 QL bzw. 112000 LW und 126000 LW für Alform 700 M). In den gezeigten Dehnungsverläufen beträgt die Netto-Nennspannung für N3-1 $\Delta\sigma_n$ = 318,7 N/mm^2 bzw. für N3-1-M7 $\Delta\sigma_n$ = 311,7 N/mm^2.

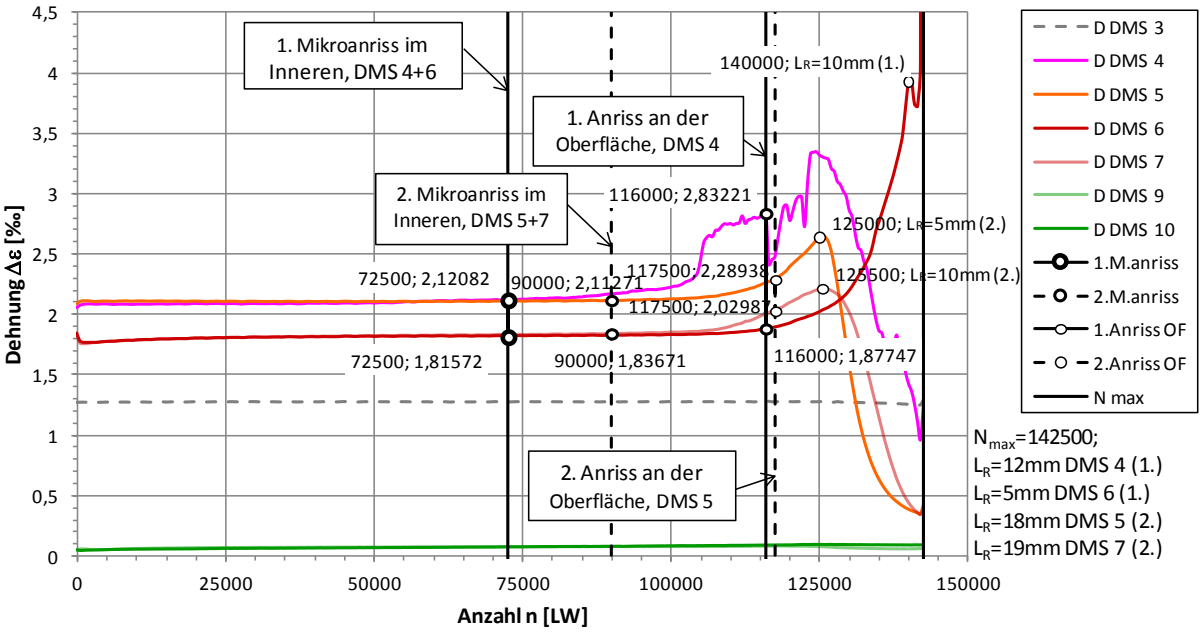


Abb. 9 Ermüdungstest Prüfkörper N3-1, Δε-n-Diagramm für maßgebende Kerbstelle

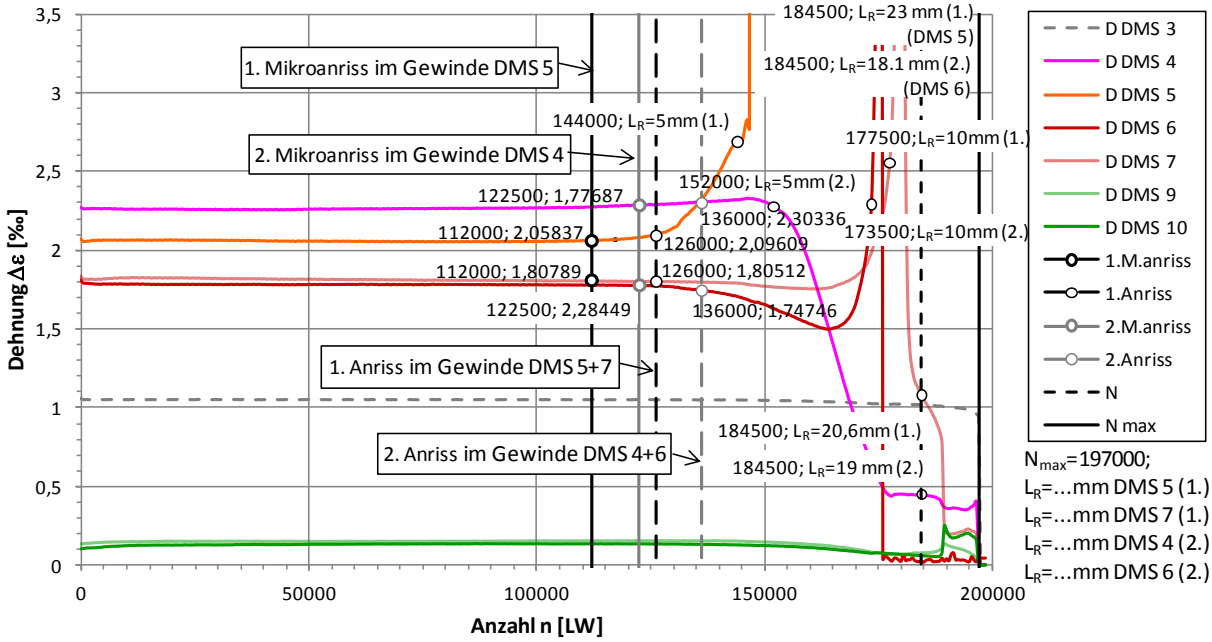


Abb. 10 Ermüdungstest Prüfkörper N3-1-M7, Δε-n- Diagramm für maßgebende Kerbstelle

8. Übersicht Bemessungskonzept / Injektionsnippel

Tabelle 10 Zusammenstellung Bemessungskonzept für Druckschachtpanzerung mit Injektionsnippel

Nachweis	Berechnungsformeln	Kommentar
1. Primär-spannung (LS 1)	$p_i \cdot A_p \leq \sigma_{zul} \cdot A_\sigma$ $\sigma_{zul} = k \cdot \sigma_F$ z.B. k = 0,60	Plastische Berechnung mit Flächenausgleichs-verfahren (z.B. AD 2000 B9)
2. Sekundär-spannung (LS 2)	$\Delta\sigma = \sigma_{pi\pm T} - \sigma_{pe\pm T} \leq 1.2 \cdot \sigma_F$	Shake-Down-Nachweis
	Falls Shake-Down-Nachweis nicht eingehalten: $\Delta\sigma \leq \Delta\sigma_{all}$ $\Delta\sigma = 2 \cdot \sigma_{va} \cong \left(\sigma_{pi\pm T} - \sigma_{pe\pm T}\right) \cdot SCF$ $\sigma_m = \bar{\sigma}_v \cong \frac{\left(\sigma_{pi\pm T} - \sigma_{pe\pm T}\right)}{2}$ $\Delta\sigma_{all} = 2 \cdot \sigma_{a,all} = 2 \cdot \sigma_a(N) \cdot f_o \cdot f_d \cdot f_M$ f_o … Gewinde-, Bohrungseinfluss f_d … Wanddickeneinfluss f_M … Mittelspannungseinfluss	Low-Cycle-Fatigue Nachweis (AD 2000 S2)
3. Schalen-beulen (LS 3)	Bemessung gegen Außendruckbeulen aufgrund Injektionsdruck (j/R ≅ 0.0010) und Bergwasserdruck (j/R ≅ 0.0003) nach Theorie von Amstutz oder Jacobsen [20][21]	Linear elastische nichtlineare Berechnung, günstige plastische Effekte dürfen nicht ausgenützt werden
4. Betriebs-festigkeit (LS 4)	$\alpha_{Koll(m/2.10^6)} \cdot \Delta\sigma_{S,max} \leq \frac{\Delta\sigma_{R(m/2.10^6)}}{\gamma_f}$ $\Delta\sigma_R$ … neue Ermüdungs-SN-Linien auf Strukturspannungsebene für $2*10^6$ LW $\Delta\sigma_S$ … Nennspannung x Kerbfaktor α_{Koll} … Kollektivbeiwert für elementare Miner-Regel (linear ohne Schwellenwert) z.B. γ_f = 1,35 und m = 5	Wöhlerlinienkonzept mit spezifischen Kerbfällen

Basierend auf den in Abschnitt 3 eingeführten Berechnungsgrundlagen für Druckbehälter (Limit States LS 1 bis LS 4) sind in Tabelle 10 die wichtigsten Berechnungsschritte zur stahlbaulichen Bemessung von Druckschachtpanzerungen mit Injektionsöffnungen zusammengestellt.

Die Bemessung von im Stollen angeordneten Druckschächten kann den günstigen Effekt der Gebirgsmitwirkung bei Vorliegen der entsprechenden felsmechanischen Kennwerte berücksichtigen [18][21].

Für den Primärspannungsnachweis (Limit State 1) wird das Gleichgewicht der Membranbeanspruchungen im plastischen Grenzzustand für die Stahlrohrpanzerung und die Öffnungen untersucht.

Für den Sekundärspannungsnachweis (Limit State 2) wird zuerst das Shake-Down-Kriterium mit einem Teilsicherheitsbeiwert von γ = 1.35 überprüft. Dies führt zu einer Begrenzung der maximalen elastischen Spannungsdifferenz für die möglichen Lastkombinationen aus Innendruck, Temperatur und Außendruck mit etwa $1.6*\sigma_F/1.35 = 1.2*\sigma_F$ ($\sigma_{F...}$ Fließgrenze). Kann das Shake-Down-Kriterium nicht erfüllt werden, ist ein Kurzzeitermüdungsnachweis (Low-Cycle-Fatigue) gemäß AD 2000 S2 [14] für die maßgebenden Stellen zu führen.

Der Limit State 3 stellt den Stabilitätsnachweis dar. Es ist zu beachten, dass für den Stabilitätsnachweis von Stahlrohrpanzerungen nur die elastischen Formeln ohne Querschnittsplastizierung anzuwenden sind, da andernfalls das Formelwerk nach Amstutz [20] auf der unsicheren Seite liegt.

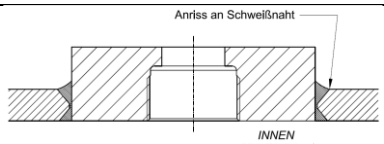
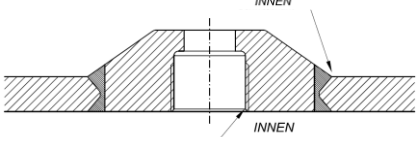
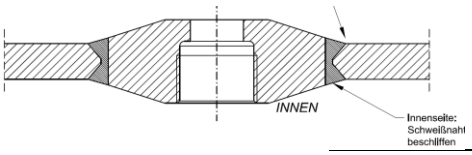
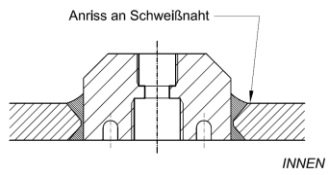
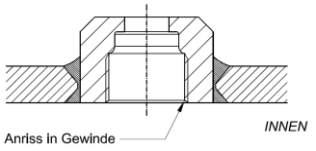
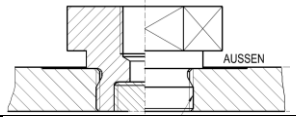
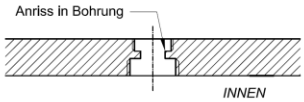
Betreffend Ermüdungsnachweis (LS 4) ist zu beachten, dass dieser für die verschiedenen Stellen im Druckschacht getrennt für die repräsentativen Lastkollektive auszuwerten ist (z.B. Wasserschloss, Kugelschieber, Saugrohr, u.a.). Dies betrifft die Ermüdungsnachweise von Umfangsnähten und Längsnähten gemäß EN 1993-1-9 [11] sowie die Nachweise für die Nippeldetails gemäß Strukturspannungskonzept nach EN 1993-1-9 und dem Neuvorschlag für Stahlgüte S 690 Q bzw. Alform 700 M nach Abschnitt 9.

9. Neuvorschlag für Bemessungs-Wöhlerlinien für Stahl S 690 und Alform 700 M

Die in Tabelle 11 aufgelisteten Wöhlerlinien gelten für den Nachweis mit geometrischen Strukturspannungen für die untersuchten geschweißten und ungeschweißten Formen der Injektionsnippel in Stahlgüte S 690 Q und Alform 700 M. Andere als die hier untersuchten Ausführungsformen sind nicht abgedeckt und sind nach den bisherigen Regeln (siehe Abschnitt 3) zu bemessen. Es gelten die folgenden Bezeichnungen und Festlegungen:

- $\Delta\sigma_S$ = SCF x $\Delta\sigma_n$ … geometrische Strukturspannung = Spannungsintensitätsfaktor SCF * Nennspannung
- $\Delta\sigma_n$ … Nennspannung in Umfangsrichtung des Rohres – ohne Berücksichtigung der Nippel bzw. Öffnungen („Brutto-Nennspannung“); der Poisson-Effekt ist in den SCF-Faktoren mit enthalten.
- $\Delta\sigma_R$ … Ermüdungsfestigkeit für $2*10^6$ Spannungswechsel
- m = 5 ... Wöhlerlinienneigung bis $N_D = 10^7$
- S 690 Q Stahlgüte gemäß. EN 10025-6
- γ_f = 1,35 ... Sicherheitsfaktor für den Ermüdungsnachweis
- Korrekturfaktor für Wanddickeneinfluss für Wanddicken t > 25 mm
- Klassisches Wöhlerlinienkonzept (m = 5) ohne Schwellwert für Kollektivauswertung
- Flächenbündig verschliffene Schweißnähte sind in Richtung der maßgebenden Spannungsbelastung zu verschleifen (Umfangsrichtung).
- Teilweise durchgeschweißte Nähte und Kehlnähte sind nicht zulässig.
- Alle Bohrlöcher und Gewindebohrungen sind zu entgraten und gegen Beschädigungen während der gesamten Errichtung zu schützen; gestanzte Löcher sind nicht zulässig.
- Erhöhte Schweißnahtqualität “B+” gemäß Schweißspezifikation INJ09 [3][6][15][17]
- Rauhtiefe von Gewindebohrung sowie von bearbeiteten und gebohrten Flächen Rz ≤ 20 μm
- Permanenter Korrosionsschutz durch regelmäßige Inspektion und Instandhaltung muss gewährleistet sein
- Alle angegebenen Ermüdungsfestigkeiten basieren auf experimentellen Labortests mit Spannungsverhältnis R = 0.05.
- Die Werte des Bemessungsvorschlages decken Spannungsverhältnisse bis R = 0.5 ab. Die zugrunde liegenden zugehörigen Spannungswerte für S 690 Q sind σ_o = 440 N/mm^2, σ_u = 186 N/mm^2, σ_m = 307 N/mm^2, $\Delta\sigma$ = 254 N/mm^2. Dies wurde für eine Sicherheit von k = 0.6 und einem dynamischen Druckanteil von etwa 30 % als baupraktische Annahme für Pumpspeicherkraftwerke angenommen.
- Die Werte des Bemessungsvorschlages sind für Mittelspannungen bis 0.45 x f_y rückgerechnet.
- Alle Spannungsintensitätsfaktoren sind auf Nennspannungen $\Delta\sigma_n$ bezogen (Bezug auf den Bruttoquerschnitt, siehe oben). Dies gilt auch für reine Bohrlöcher und unverstärkte Nippelformen, siehe Tabelle 8.

Tabelle 11 Zusammenstellung Kerbfälle / Vorschlag

Konstruktionsdetail		Wöhlerfestigkeit		
		Bohrloch	Gewinde	Schweißnaht
		$\Delta\sigma_R$ [N/mm^2] 1)		$\Delta\sigma_R$ [N/mm^2] 2)
AHP		365	260	125 (außen unbeschliffen)
N1				
N2				160 (alle Nähte bündig zur Nippeloberfläche beschliffen)
TIW		365	260	110
VIW			240	
N3		-	340	-
ZUS		390	340	-
Bohrbl.	mit Lochbohrung, D = 30 mm (entgratet)		-	
1), 2) … … Korrekturfaktor für Wanddicken-einfluss größer als t = 25 mm [12][13]		$k_s = \left(\frac{25}{t}\right)^{0,1}$		$k_s = \left(\frac{25}{t}\right)^{0,2 \text{ bzw. } 0,1 \text{ (beschl. Ausf.)}}$

10. Ergebnisse und Schlussfolgerungen der FE-Parameterstudie

10.1 Ergebnisüberblick

Im Folgenden werden die Ergebnisse der erweiterten FE-Parameterstudie über die geometrischen Strukturspannungen und den lokalen Spannungszustand bei realen Nippelabmessungen textlich und tabellarisch zusammengefasst. Die zusammengefassten Ergebnistabellen sind den Abschnitten 10.2 und 10.3 zu entnehmen.

Das Hauptaugenmerk dieser FE-Parameterstudie bezieht sich auf folgende bemessungsrelevante Fragestellungen:

(1) Können nach dem Primärspannungszustand optimal dimensionierte Nippelformen bei Ausnutzungsgraden zwischen 95 und 100 % gemäß AD 2000 B9 auch in einer geometrisch nichtlinearen FE-Berechnung unter Ausnutzung der realen Materialplastizität von hochfesten Stahlsorten mit eingeschränkter Duktilität diese Ausnutzungsgrade erreichen?

(2) Entstehen aus der maximalen Primärbeanspruchungsdifferenz Innendruck – Außendruck – Temperatur Probleme oder Einschränkungen betreffend Kurzzeitermüdung (Shake-Down- bzw. Low-Cycle-Fatigue-Nachweis)?

(3) Wie verändern sich unter der untersuchten, realen Bandbreite an Geometrieverhältnissen die geometrischen Strukturspannungen und lokalen Spannungen bei Ermüdungsbeanspruchung?

(4) Wie wirken sich Nippelabstände in Rohrlängsrichtung und verschiedene Rohrradius-zu-Dickenverhältnisse auf die ermüdungsrelevanten geometrischen Strukturspannungen und lokalen Spannungen für den Ermüdungsnachweis aus?

(5) Wie groß sind die größten plastischen Dehnungen und wo treten diese auf?

(6) Ist die Dimensionierung von Druckschächten gemäß der Mises-Vergleichsspannung unter Berücksichtigung der begünstigenden Wirkung der Poissonwirkung in Rohrlängsrichtung auch für reale Stahlpanzerungen mit Injektionsöffnungen möglich?

Als Nippelformen wurden die folgenden Typen untersucht:

— Nippeltyp N1: rechteckiger Blockflansch (nicht abgeschrägt) exzentrisch eingeschweißt, Innenseite bündig mit Rohrinnenfläche verschliffen

— Nippeltyp N2: diskusförmiger zentrisch eingeschweißter Verstärkungsnippel, Schweißnähte beidseitig bündig verschliffen, andernfalls Nippeltyp N1 verwenden

Der Nippeltyp N3 erscheint für die FE-Studie nicht relevant, da auch die allgemein bekannten Ergebnisse der Membrantheorie für die gelochte Kreisscheibe zu den identen Resultaten führen. Die geringe Exzentrizität beim Nippelkörper N3 durch das außenseitige Planbearbeiten wegen des Dichtringes ist dabei vernachlässigbar. Auch für den Fließzustand können mittels Kreisloch-Scheibentheorie die relevanten maximalen plastischen Dehnungen nach der Elastizitätstheorie ermittelt werden. Die FE-Ergebnisse zu den Prüfkörpern des Nippeltyps N3 für Gewindegröße G 1‘‘ bestätigen dies. Im vorderen Teil von Fo-Bericht 4 sind diese Ergebnisse zu finden.

Aus dieser nun vorliegenden, erweiterten FE-Studie ergeben sich die folgenden Antworten und Erkenntnisse zu den obigen Fragen (1) bis (6):

(1) Für die Nippeltypen N1 und N2 ergeben sich in etwa dieselben Ergebnisse. Die plastischen Tragfähigkeiten betragen zwischen 98 % und 100 % der analytischen plastischen Tragfähigkeit für das freie Rohr:
Dabei ergeben sich kaum Unterschiede zwischen der Berechnung mit Verfestigung (fu/fy = 1.06 bei 8 % Gleichmaßdehnung) und der linear-elastischen – ideal-plastischen Berechnung (fy = konstant, maximale rechnerische Dehnung = 20 %).
Für das in Längsrichtung gehaltene Rohr unter Poissonwirkung ergeben sich die plastischen Tragfähigkeiten zu 96 % bis 101 % im Vergleich zur analytischen Berechnung mit ν-facher (ν = 0.30) Längsmembranspannung (Mises-Erhöhung = 1.125), wobei allerdings der geringere Wert auf ein modellbedingtes, vorzeitiges Abbrechen der FE-Berechnung außerhalb des Nippeldetails zurückzuführen ist. Somit kann praktisch von einer Tragfähigkeit von etwa 100 % der analytischen Berechnung ausgegangen werden.

(2) Beim Nachweis gegen Wechselplastizieren für die Zyklen vom „entleerten Zustand (Außendruck)“ zum „gefüllten Zustand (Innendruck)“ entstehen teils hohe Spannungsschwankungen, die über der Begrenzung für Shake-Down liegen können. Maßgebend hierfür wird meist die Spannungsschwankung am Innenrand des Gewindes, während jene an der Schweißnaht deutlich tiefer liegt. Es kann jedoch trotz Überschreitung des Shake-Down-Limits der „Sekundärspannungsnachweis“ in der Regel mittels des Low-Cycle-Fatigue-Nachweises erbracht werden. Es resultieren aufgrund der moderaten Anzahl solcher Zyklen bei Wasserkraftwerken daraus keine Einschränkungen hinsichtlich der Primärbemessung.

(3) Für Nippeltyp N1 (Tabelle 12) betragen die Strukturspannungen an den Schweißnähten 1.26 bis 1.55 Mal den Wert der Umfangsmembranspannung bei Parametervariation für den üblichen Anwendungsbereich in Druckschächten. An der Gewindebohrung liegt dieser Bezugswert zwischen 2.54 und 3.01, an der Bohrung zwischen 0.87 und 2.15.
Für Nippeltyp N2 (Tabelle 13) ergeben die Strukturspannungen an den Schweißnähten 0.99 bis 1.25 Mal den Wert der Umfangsmembranspannung. An der Gewindebohrung liegt dieser Bezugswert zwischen 1.48 und 1.89, an der Lochbohrung zwischen 2.25 und 3.02. Der Kerbfall der Lochbohrung ist dabei günstiger als jener an der Gewindewandung. Zusätzliche Informationen zu den Spannungskonzentrationen an der Außen- und Innenseite der Öffnung finden sich in [5].
Es ist ersichtlich, dass je nach Rohrdurchmesser und Blechdicke die an der gekrümmten Rohrschale auftretenden lokalen Spannungen etwas von den Werten am ebenen Blech abweichen. Durch die Anwendung und Auswertung der experimentellen Laborergebnisse basierend auf den ebenen Prüfkörpern wird der Einfluss der Blechkrümmung eliminiert.

(4) Der Effekt der Nippelabstände a in Rohrlängsrichtung wurde in dieser erweiterten FE-Studie für den Nippeltyp N1 für a = 1000 mm und a = 3000 mm untersucht. Der Unterschied in den maßgebenden geometrischen Strukturspannungen ist vernachlässigbar (< 1 %). Somit darf für alle üblichen Nippelabstände ab a ≥ 1000 mm mit denselben Spannungskonzentrationsfaktoren gerechnet werden. Dies gilt auch für Nippeltyp N3 oder für unverstärkte Lochbohrungen. Für kleinere Abstände ist die lokale Spannungserhöhung im Anwendungsfall gesondert zu untersuchen.

(5) Die größten plastischen Dehnungen im Grenzzustand, d.h. für mit dem Sicherheitsfaktor erhöhte Innendruckbelastung, treten an unterschiedlichen Stellen auf. Bei Nippeltyp N1 treten sie am Schweißnahtübergang an der Rohraußenseite auf. Die größten plastischen Dehnungen am Gewinde sind deutlich niedriger, etwa um den Faktor 2,5. Der Größtwert der ermittelten Dehnungen liegt für die Berechnung ohne Verfestigung (ideal plastisch) bei 18 %. Die Berechnung mit 6-%iger Verfestigung ergibt 8 %.
Für Nippeltyp N2 treten die maximalen Dehnungen meist an der Lochbohrung auf, manchmal aber auch in der Schweißnaht aufgrund der flachen Schweißnahtflanke (letztere liegen zwischen dem 0,6- bis 1,6-fachen der Bohrung) Insgesamt sind die maximalen lokalen Dehnungen bei Nippeltyp N2 aufgrund der spannungsmäßig optimierten Geometrie niedriger als bei Nippeltyp N1, um das Gesamtsystem der Stahlpanzerung in den Fließzustand zu bringen. Die maximalen Dehnungen an der Lochbohrung betragen etwa 5 % und an der Schweißnaht etwa 8 % für plastische Ausnutzung von etwa 101 % verglichen mit der analytischen Vergleichsberechnung des geraden Rohres. Genauere Werte sind aus den vorliegenden FE-Berechnungen zum Typ N2 aufgrund des modellbedingten Abbruches außerhalb der Nippelgeometrie nicht ablesbar.

(6) Die Bemessung der realen Stahlpanzerung mit Injektionsöffnungen oder vergleichbaren Öffnungen für Entleerung, Durchflussmessung, etc. darf nach der Mises-Vergleichsspannungs-Hypothese unter Zugrundelegung der elastischen Poissonwirkung und der daraus ermittelten Längsmembranspannung (ν = 0.3) erfolgen. Dies bewirkt für den Fall ohne Temperatureinfluss eine um 12.5 % gesteigerte Tragwirkung im Vergleich zur Bemessung auf alleinige Umfangsmembranspannungen. Nach diesem Ansatz ergeben sich keinerlei Unterschreitungen der lokalen Tragfähigkeit im Bereich von Öffnungen. Es ist allerdings zu beachten, dass der theoretische Wert bei Ausnutzung der vollen Materialplastizität (Längsmembranspannung = 0.5*Umfangsmembranspannung) mit fiktiver Laststeigerung um 15.5 % an der realen Druckstollenpanzerung nicht zugelassen werden darf, da sich dieser aufgrund der hohen lokalen Dehnungen an der Schweißnaht bzw. am Gewinde oder am Bohrloch der Öffnungen nicht einstellen kann.

10.2 Ergebniszusammenstellung N1 – Parameterstudie

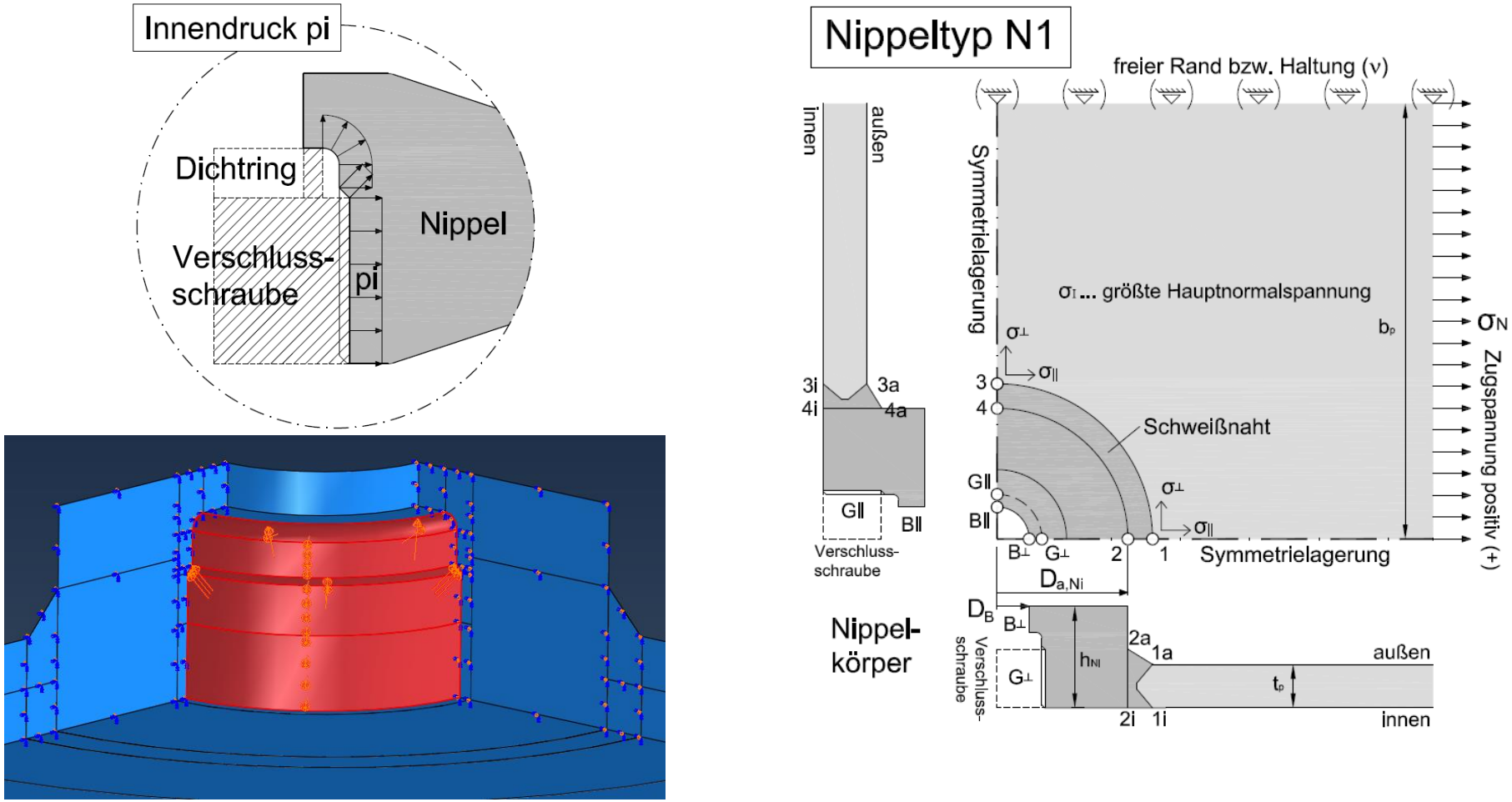


Abb. 11 Details zur Modellierung N1: Aufbringung des Innendruckes auf druckbeaufschlagte Flächen im Nippelkörper (Gewinde und Bohrung bis Dichtring) und Verschlussschraube (äquivalent auf Gewindefläche aufgebracht) (links), Lagerungsbedingungen und Ausgabepunkte von Struktur- bzw. Kerbspannungen (rechts)

Tabelle 12 Ergebnistabelle für Nippelform N1, Min-/ Max-Auswertung aller Berechnungen

Nippeltyp	$D_{a,Ni}$ [mm]	H_{Ni} [mm]	t_p [mm]	b_p [mm]	x-RB ν	Gewinde/ Bohrung	ABQ EL-Typ	Pos.	Spannungen der FE-Berechnungen [N/mm²]										
									1				2	3	4	G[1)]		B[2)]	
									σ_k	σ_s	$\sigma_{0,4t}$	$\sigma_{1,0t}$				‖	⊥	‖	⊥
N1 EBEN/ Rohr mit VS	150/ 175	45/ 60	20/ 30	500/ 1500	frei	G 2,5" / D_B = 52 mm	C3D8 C3D8R S4	**max**	466	**155**			67	148	152	σ_1: 301		σ_1: 215	
								min	349	**131**	-	-	20	40	3	σ_1: 271		σ_1: 116	
N1 _nue EBEN/ Rohr mit VS	150/ 175	45/ 60	20/ 30	500/ 1500	gehalten	G 2,5" / D_B = 52 mm	C3D8 C3D8R S4	**max**	445	**150**			57	144	151	σ_1: 287		σ_1: 187	
								min	328	**126**	-	-	22	64	7	σ_1: 254		σ_1: 87	

Nippeltyp	ideal plastic	hardening	Aus-wertung	ideal plastic	hardening	
	$\Lambda_{ult,ip}$ [-]	$\Lambda_{ult,hard}$ [-]		$\Lambda_{ult,ip}/\Lambda_{pl}$	$\Lambda_{ult,hard}/\Lambda_{pl}$	
N1	1.667	1.663	MAX	**100.0%**	**99.8%**	
	1.644	1.626	MIN	**98.6%**	**97.6%**	)*
N1_nue	1.894	1.866	MAX	**101.0%**	**99.5%**	
	1.855	1.754	MIN	**98.9%**	**93.5%**	)*

LEGENDE:
1) Maximale Spannung im Bereich Gewinde
2) Maximale Spannung im Bereich Bohrung σ_{max}

Nennspannung σ_N = 100N/mm² (= Bruttospannung σ_{br} bei allen Nippeltypen)
Berechnungen mit Innendruck pi = 1.54N/mm² (t_{GB}=20mm) bzw. pi = 2.31N/mm² (t_{GB}=30mm) auf Nippelgewinde

σ_k ... Kerbspannung (R=1 mm)

σ_s ... Strukturspannung

$\sigma_s = 1.67 * \sigma_{0.4t} - 0.67 * \sigma_{1.0t}$

$\sigma_{0,4t}$ ... Spannung im Abstand 0,4t von der Schweißnaht

$\sigma_{1,0t}$ ... Spannung im Abstand 1,0t von der Schweißnaht
t_p ... Dicke des Grundblechs [mm]

VS ... Verschlussschraube

)* .. modellbedingter Abbruch der GMNA,
kein Versagen an der Nippelgeometrie

10.3 Ergebniszusammenstellung N2 – Parameterstudie

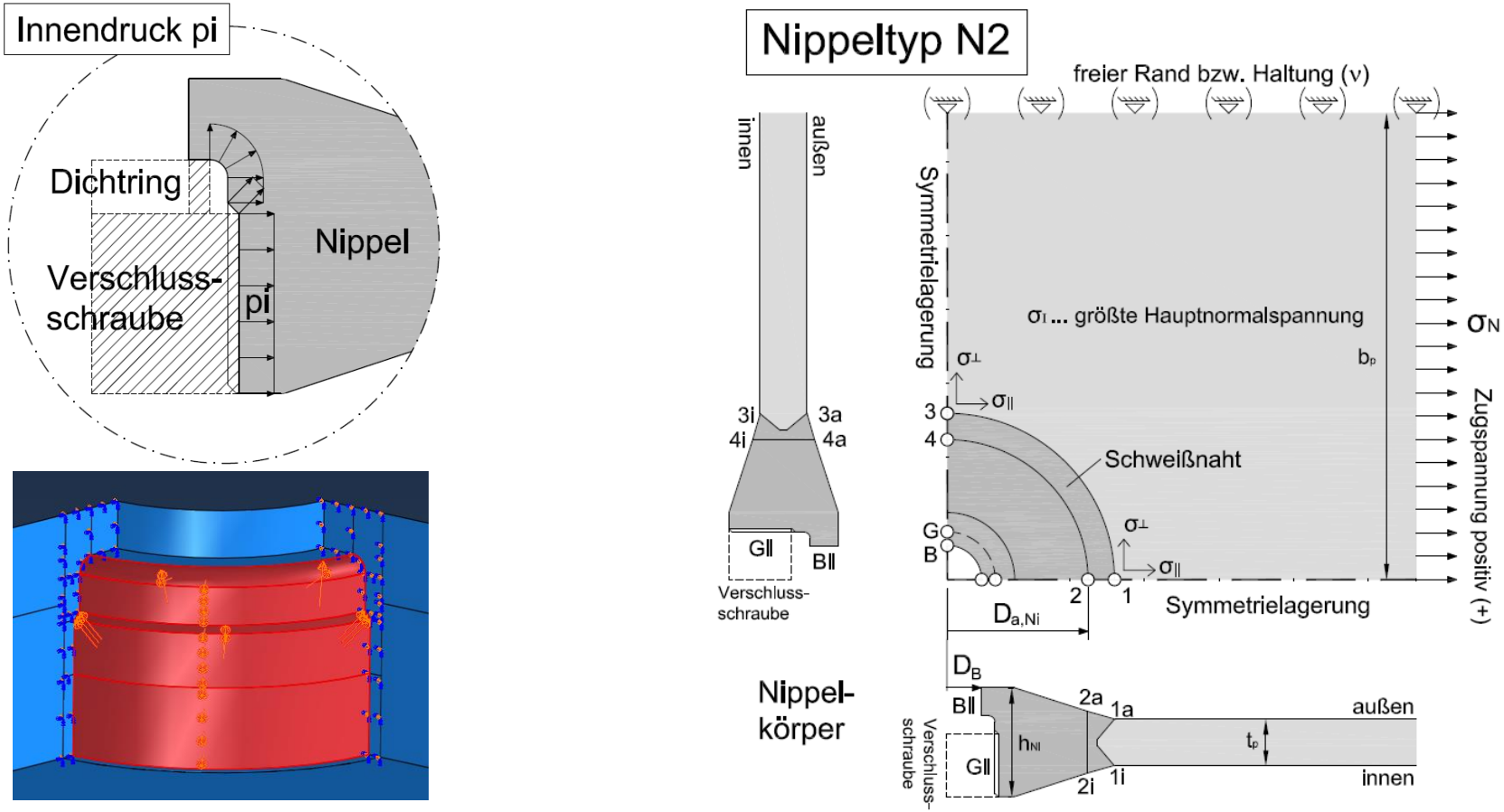


Abb. 12 Details zur Modellierung N2: Aufbringung des Innendruckes auf druckbeaufschlagte Flächen im Nippelkörper (Gewinde und Bohrung bis Dichtring) und Verschlussschraube (äquivalent auf Gewindefläche aufgebracht) (links), Lagerungsbedingungen und Ausgabepunkte von Struktur- bzw. Kerbspannungen (rechts)

Tabelle 13 Ergebnistabelle für Nippelform N2, Min-/ Max-Auswertung aller Berechnungen

Nippeltyp	$D_{a,Ni}$ [mm]	H_{Ni} [mm]	t_p [mm]	b_p [mm]	x-RB ν	Gewinde/ Bohrung	ABQ EL-Typ	Pos.	Spannungen der FE-Berechnungen [N/mm²] 1 σ_k	1 σ_s	1 $\sigma_{0,4t}$	1 $\sigma_{1,0t}$	2	3	4	G[1)] ‖	G[1)] ⊥	B[2)] ‖	B[2)] ⊥
N2 R=1300/ 3000 mit VS	160/ 175	45/ 60	20/ 30	1500	frei	G 2,5" / D_B = 52 mm	C3D8 C3D8R S4	**max**	212	**125**	94	76	83	102	86	**σ_1: 189**		**σ_1: 302**	
								min	160	**99**	72	6	50	67	58	**σ_1: 168**		**σ_1: 253**	
N2_nue R=1300/ 3000 mit VS	160/ 175	45/ 60	20/ 30	1500	gehalten	G 2,5" / D_B = 52 mm	C3D8 C3D8R S4	**max**	215	**125**	93	74	86	121	94	**σ_1: 168**		**σ_1: 268**	
								min	169	**103**	72	5	54	70	52	**σ_1: 148**		**σ_1: 225**	

Nippeltyp	ideal plastic $\Lambda_{ult,ip}$ [-]	hardening $\Lambda_{ult,hard}$ [-]	Aus-wertung	ideal plastic $\Lambda_{ult,ip}/\Lambda_{pl}$	hardening $\Lambda_{ult,hard}/\Lambda_{pl}$
N2	1.663	1.660	MAX	**99.8%**	**99.6%**
	1.657	1.660	MIN	**99.4%**	**99.6%**
N2_nue	1.892	1.846	MAX	**100.9%**	**98.4%**
	1.805	1.604	MIN*	**96.3%**	**85.5%**

LEGENDE:

1) Maximale Spannung im Bereich Gewinde
2) Maximale Spannung im Bereich Bohrung σ_{max}

Nennspannung σ_N = 100N/mm² (= Bruttospannung σ_{br} bei allen Nippeltypen)

Berechnungen mit Innendruck pi = 1.54N/mm² (t_{GB}=20mm) bzw. pi = 2.31N/mm² (t_{GB}=30mm) auf Nippelgewinde

σ_k ... Kerbspannung (R=1 mm)

σ_s ... Strukturspannung

$\sigma_s = 1.67 * \sigma_{0.4t} - 0.67 * \sigma_{1.0t}$

$\sigma_{0,4t}$ ... Spannung im Abstand 0,4t von der Schweißnaht

$\sigma_{1,0t}$ ... Spannung im Abstand 1,0t von der Schweißnaht

t_p ... Dicke des Grundblechs [mm]

VS ... Verschlussschraube

)* .. modellbedingter Abbruch der GMNA, kein Versagen an der Nippelgeometrie

11. Berechnungsbeispiel von Druckschachtpanzerung mit Injektionsnippeln

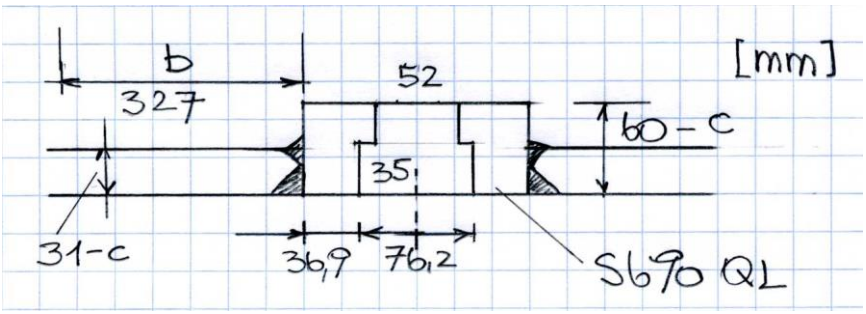
Auf den folgenden Seiten ist ein Berechnungsbeispiel für die Nachweisführung von Druckschachtpanzerungen mit eingeschweißten Nippeln angegeben. Es sind die Primär-, Sekundärspannungsnachweise und Ermüdungsnachweise für die maßgebenden Stellen angegeben und rechnerisch ausgeführt. Zudem wird der Sprödbruchsicherheitsnachweis für die vorhandenen Blechdicken angegeben.

BERECHNUNGSBEISPIEL
NACHWEISE FÜR STAHLPANZERUNG MIT INJEKTIONSNIPPELN

ANGABEN D_i = 3600 mm

$t = 31$, $c = 1{,}5$ } $t_c = 31 - 1{,}5 = 29{,}5$ mm

Nippelform:



BELASTUNG

Innendruck p_i = 10,0 MPa
mit Gebirgsmitwirkung: p_i = 3,44 MPa

Außendruck p_a = 1,18 MPa

äquivalente Druckschwankung Δp_e = 1,73 MPa für m = 3
[bezogen auf 2 Mio LW] = 1,95 MPa für m = 5

MATERIAL

Panzerung S690 Q f_y = 690 N/mm²
Nippelkörper S690 QL1 f_y = 650 N/mm²

NACHWEISKONZEPT

- PrimärspannungsNW:
  mit Gebirgsmitwirkung: $\sigma^{I} \leq 0{,}6\ f_y$
  ideeller Nachweis, ohne Gb.MW: $\sigma^{I} \leq 0{,}9\ f_y$
- SekundärspannungsNW/Wechselplastizieren:
  Shake-Down Limit: $\Delta\sigma^{II} \leq 1{,}2\ f_y$, alternativ LCF-Nachweis mit N = 500 LW
- BetriebsfestigkeitsNW:
  gemäß EN 1993-1-9 mit $\Delta\sigma_e \leq \Delta\sigma_R/1{,}35$
- SprödbruchsicherheitsNW gemäß ÖN EN 1993-1-10

1. Primärspannungsnachweis

Plast. Nachweis mit Flächenersatzverfahren

$A_p = (327 + 75) \cdot 1800 + 35 \cdot 38{,}1 = 724{,}9 \cdot 10^3$ mm²

$A_{\sigma,R} = 327 \cdot 29{,}5 = 9646{,}5$ mm²

$A_{\sigma,N} = 36{,}9 \cdot 58{,}5 + 23{,}5 \cdot 12{,}1 = \underline{2443{,}0 \text{ mm}^2}$

- <u>NW mit Geb. Mitwirkung:</u> $p_i = 3{,}44$ MPa $\sigma_{zul} = 0{,}6 \cdot f_y$

  $F_p = 724{,}9 \cdot 10^3 \cdot 3{,}44 = 2493{,}6 \cdot 10^3$ N

  $F_\sigma = 9646{,}5 \cdot 690 \cdot 0{,}6 + 2443{,}0 \cdot 650 \cdot 0{,}6 = 4946{,}4 \cdot 10^3$ N

  AF = 2493,6/4946,4 = <u>50,4 %</u>

- <u>NW ohne Geb. Mitwirkung:</u> $p_i = 10{,}0$ MPa $\sigma_{zul} = 0{,}9 \cdot f_y$

  $F_p = 724{,}9 \cdot 10^3 \cdot 10 = 7249{,}0 \cdot 10^3$ N

  $F_\sigma = 9646{,}5 \cdot 690 \cdot 0{,}9 + 2443{,}0 \cdot 650 \cdot 0{,}9 = 7419{,}6 \cdot 10^3$ N

  AF = 7249/7419,6 = <u>97,7 %</u>

2. Sekundärspannungsnachweis/Wechselplastizieren

<u>Nachweis mit Shake-Down Limit</u>: $\Delta\sigma^{II} \leq 1{,}2\ f_y$

$\Delta\sigma^{II} = (\sigma_{pi} - \sigma_{pa}) \cdot k_{sc}$

$\sigma_{pi} = 3{,}44 \cdot 1815/29{,}5 = 211{,}6$ N/mm²

$\sigma_{pa} = -1{,}18 \cdot 1815/29{,}5 = \underline{-72{,}6 \text{ N/mm}^2}$

k_{sc} … Spannungskonzentrationsfaktor:

k_{sc}-Gewinde = 2,88

k_{sc}-Schw.Naht = 1,29

- <u>NW für Schweißnaht</u>

  $\Delta\sigma^{II} = (211{,}6 + 72{,}6) \cdot 1{,}29 = 366{,}6$ N/mm² < $1{,}2 \cdot 650 = 780$ N/mm²

  Shake-Down Limit ist eingehalten

- <u>NW für Gewinde</u>

  $\Delta\sigma^{II} = (211{,}6 + 72{,}6) \cdot 2{,}88 = 818{,}5$ N/mm² > 780 N/mm²

  Shake-Down Limit ist nicht eingehalten,

  → <u>alternativ LCF-Nachweis:</u> $\Delta\sigma^{II} \leq \Delta\sigma_{zul}{}^{II}{}_{(N)}$

  Berechnung gemäß AD-Merkblatt für N=500 LW:

$\Delta\sigma_{zul}{}^{II}{}_{(N)} = (2\ \sigma_{a\,(N)}) \cdot f_o \cdot f_d \cdot f_m$

$\Delta\sigma^{II} = (2\ \sigma_{va}) = 609{,}4 + 209{,}1 = 818{,}5$ N/mm²

$2\sigma_{a(N)} = 4 \cdot 10^4/\sqrt{N} + 0{,}55\ R_m - 10$: N = 500 und $R_m \triangleq f_u = 760$ N/mm²

$= 1789 + 418 - 10 = \underline{2197\ N/mm^2}$

f_o: $F_o = 1 - 0{,}056\ (\ln 200)^{0{,}64} \cdot \ln 760 + 0{,}289\ (\ln 200)^{0{,}53}$

$= 0{,}6195$ für $R_z = 200$ [µm]

exp = (0,4343 · ln500 - 2)/4,301= 0,1625 → $f_o = 0{,}6195^{0{,}1625} = \underline{0{,}925}$

f_d: $F_d = (25/60)^{1/10} = 0{,}9162$ → $f_d = 0{,}9162^{0{,}1625} = \underline{0{,}986}$

f_M: $\bar{\sigma}_{vr} = 650 - 818{,}5 \cdot 0{,}5 = 235{,}7$

$\bar{\sigma}_v = ½\ (609{,}4 - 209{,}1) = 200{,}2$ → $|\bar{\sigma}_{vr}| \leq |\bar{\sigma}_v|$

M = 0,00035 · 760 - 0,1 = 0,166

$\sigma_a/(1+M) = (2197 \cdot 0{,}5)/(1 + 0{,}166) = 942$

-650 ≤ 200,2 ≤ 942: → $f_M = \left(1 - \frac{M(2+M)}{1+M} \cdot \frac{\bar{\sigma}_v}{\sigma_a}\right)^{0{,}5} = \underline{0{,}971}$

$\Delta\sigma_{zul}^{II}{}_{(N)} = 2197 \cdot 0{,}925 \cdot 0{,}986 \cdot 0{,}971 = 1946$ N/mm²

$\Delta\sigma^{II} \leq \Delta\sigma_{zul}^{II}{}_{(N)}$: <u>818,5 < 1946 N/mm²</u>

3. Betriebsfestigkeitsnachweis

<u>Nachweis gemäß EN 1993-1-9</u> mit $\Delta\sigma_e \leq \Delta\sigma_R/1{,}35$

$\Delta p_e = 1{,}73$ MPa für m = 3

$= 1{,}95$ MPa für m = 5 $\Delta\sigma_{R,zul} = \Delta\sigma_R/1{,}35$

$\Delta\sigma_e$ für Geb. Mitwirkung: $\Delta\sigma_e = \Delta p_e \cdot 1815/29{,}5 \cdot (3{,}44/10{,}0)$

$= \Delta p_e \cdot 21{,}16$ N/mm²

- <u>Nachweis für Längsnaht:</u> Konstruktionsdetail D 8.3(5)
  KF90, $\Delta\sigma_R = 90$ N/mm², m = 3, $k_s = (25/31)^{0{,}2} = 0{,}958$
  $\Delta\sigma_{R,zul} = 90 \cdot 0{,}958/1{,}35 = 63{,}8$ N/mm²
  $\Delta\sigma_e = 1{,}73 \cdot 21{,}16 = \underline{36{,}6\ N/mm^2}$ <u>AF = 57 %</u>

- <u>Nachweis für Inj.Nippel:</u> Konstruktionsdetail gemäß Anforderungen INJ09
  im Gewinde: $\Delta\sigma_R = 260$ N/mm², m = 5, $k_s = (25/60)^{0{,}1} = 0{,}916$
  $\Delta\sigma_{R,zul} = 260 \cdot 0{,}916/1{,}35 = 176$ N/mm²
  $\Delta\sigma_e = (1{,}95 \cdot 21{,}16) \cdot 2{,}88 = \underline{119\ N/mm^2}$ <u>AF = 68 %</u>

  in Schweißnaht: $\Delta\sigma_R = 125$ N/mm², m = 5, $k_s = (25/31)^{0{,}2} = 0{,}958$
  $\Delta\sigma_{R,zul} = 125 \cdot 0{,}958/1{,}35 = 81{,}6$ N/mm²
  $\Delta\sigma_e = (1{,}95 \cdot 21{,}16) \cdot 1{,}29 = \underline{53{,}2\ N/mm^2}$ <u>AF = 65 %</u>

4. Nachweis der Sprödbruchsicherheit

Nachweis gemäß EN 1993-1-10, Tabelle 2.1: $_{zul}t > t_{vorh}$ [mm]

- NW für Rohrwand t = 31 mm

  $T_{Betrieb}$ = 0 °C Einrollen kalt: $\varepsilon_{cf} = \frac{t}{2r} \cdot 100\% = \frac{31 \cdot 100}{3600} = 0{,}86\ \%$

  $\Delta T_{\varepsilon cf} = -3 \cdot \varepsilon_{cf} = -3 \cdot 0{,}86 = -2{,}6 \approx -3$ °

  T_{Ed} = -3 °C

  $\sigma_{Ed} \triangleq \sigma_{pi} \cdot k_{sc} = 211{,}6 \cdot 1{,}29 = 273$ N/mm² $\triangleq 0{,}40\ f_y$

  → Stahlgüte S690 Q (-20 °/30 J):

  σ_{Ed} = 0,50 f_y: t = 62 mm
  0,25 f_y: t = 114 mm
  } 0,40 f_y: $_{zul}$ t = 93 mm > 31 mm

- NW für Inj-Nippel t = 60 mm:

  T_{Ed} = 0 °C

  $\sigma_{Ed} \triangleq 0{,}75\ f_y$

  → Stahlgüte S690 QL1 (-40 °/40 J): → $_{zul}t$ = 75 mm > 60 mm

  [→ Stahlgüte S690 QL (-40 °/30 J): → $_{zul}t$ = 60 mm ≥ 60 mm]

12. Danksagung und Zusammenfassung

Es wird im Speziellen der Österreichischen Forschungsförderungs - Gesellschaft mbH für ihr Interesse an dieser Forschungsarbeit und die maßgebliche finanzielle Unterstützung gedankt. Oesterreichs Energie Forschung & Innovation und die TU Graz danken ebenso den beteiligten Unternehmenspartnern für die gute Zusammenarbeit und ihre finanzielle Unterstützung und Bereitstellung der Prüfkörper.

In vielen Fällen konnten für Druckschachtpanzerungen mit Injektionsnippeln neue Bemessungs-Wöhlerlinien zur genaueren Ermittlung der Ermüdungstragfähigkeit an den verstärkten bzw. unverstärkten Öffnungen entwickelt werden, welche in der Größenordnung oder nur knapp unter jenen der in den einzelnen Regelwerken vorhandenen Wöhlerlinien für Rohrlängsnähte liegen. Die neu entwickelten Ermüdungstragfähigkeiten gelten allerdings nur für die im vorliegenden Forschungsprojekt definierten Herstellungsverfahren und begleitenden Qualitätssicherungsmaßnahmen.

13. Literatur

[1] SIMULIA: Abaqus 6.8, 2008.
[2] Greiner, R., Lechner, A., et.al.: FE-Berechnung der Bestandskonstruktion, Fo-Bericht Nr. 01, 2010.
[3] Greiner, R., Lechner, A., et.al.: Prüfkörper – Serie 1, Qualitätssicherung, Laborprogramm, Fo-Bericht Nr. 02, 2010.
[4] Greiner, R., Lechner, A., et.al.: Laborprogramm Bestandskonstruktion – Messergebnisse und FE-Vergleich, Fo-Bericht Nr. 03, 2011.
[5] Greiner, R., Lechner, A., et.al.: FE-Berechnungen für Weiterentwicklungen – Prüfkörper und Parameterstudie (2.+3. Fo-Jahr), Fo-Bericht Nr. 04, 2013.
[6] Greiner, R., Lechner, A., et.al.: Prüfkörper – Serie 2, Ausführungsangaben, Fo-Bericht Nr. 05, 2011.
[7] Greiner, R., Lechner, A., et.al.: Laborprogramm Neuentwicklungen - Messergebnisse und Ermüdungsauswertung (2. Fo-Jahr), Fo-Bericht Nr. 06, 2012.
[8] Greiner, R., Unterweger, H., Lechner, A., et.al.: Projektergebnisse 1. bis 3. Fo-Jahr, Fo-Bericht Nr. 07, 2013.
[9] -
[10] -
[11] EN 1993-1-9: Eurocode 3 – Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-9 – Ermüdung, 2010
[12] FKM-Richtlinie, Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauelemente aus Stahl, Stahlguss- und Aluminiumwerkstoffen, *VDMA*, 2003
[13] Hobbacher, A., Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. *International Institute of Welding*, 2008
[14] AD 2000 Regelwerk, *Verband der TÜV e. V.*, Berlin, 2009
[15] EN ISO 5817: Welding - Fusion-welded joints in steel, nickel, titanium and their alloys (beam welding excluded) - Quality levels for imperfections, *CEN*, 2006.
[16] Stering, P, Mayrhuber, J., Kraftwerk Limberg II, Projektinformation, *Verbund Hydro Power AG*, Austria, 2008
[17] Lechner, A, Greiner, R, Fatigue Strength of Steel Penstocks, *Hydro 2011*, Praha, 2011
[18] Greiner, R, Innerhofer, G, Lechner, A, New Insights into the Design of Steel Linings of Pressure Shafts, *17th International Seminar on Hydropower Plants*, Vienna, 2012
[19] Gudehus, H, Zenner, H, *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung – Empfehlungen zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen,* Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 1999, 360 p.
[20] Amstutz, E, Das Einbeulen von Schacht- und Stollenpanzerungen, *Schweizerische Bauzeitung* 87 (1969) 541 – 549
[21] C.E.C.T, Recommendations for the design, manufacture and erection of steel penstocks of welded construction for hydroelectric installations, 1984

14. Ergänzungen und Korrekturen zu „Version 1“

Gegenüber der Erstversion dieser Publikationsschrift („Version 1“), die allen Projektpartnern zur Korrektur vorgelegt wurde, sind in der vorliegenden Endversion folgende geringfügige Ergänzungen und Korrekturen vorgenommen worden:

- Abschnitt 1: Hinweise zu Forschungsberichten und verwendeter Software (Literatur [1] bis [8]).
- Abschnitt 9: Ergänzung zu Nennspannungsermittlung
- Abschnitt 13: Entfall der Literaturstellen [9] und [10].