

Schlussbericht

zu IGF-Vorhaben Nr. 19671 N

Thema

Sichere Offshore-Schraubenverbindungen - verlässliche Überwachung der Vorspannkraft mit Ultraschall

Berichtszeitraum

01.01.2018 bis 31.12.2020

Forschungsvereinigung

DVS Forschung

Forschungseinrichtungen

Fraunhofer Institut für Zerstörungsfreie Prüfverfahren (IZFP)

TU Darmstadt MPA/IfW

Gefördert durch:

Inhaltsverzeichnis

A	Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse im Berichtszeitraum:	5
1	Einleitung und Aufgabenstellung	5
1.1	Motivation und Ziele	5
1.2	Bearbeitungskonzept.....	6
2	Stand der Technik und Forschung.....	7
2.1	Konventionelle Techniken	7
2.2	Ultraschallmethoden zur Bestimmung der Vorspannkraft von Schrauben	8
2.3	Grundlagen der ultraschallbasierten Vorspannkraftermittlung	9
2.3.1	Ein-Moden-Methode.....	12
2.3.2	Zwei-Moden-Methoden	12
2.4	Laufzeitmessung	13
3	Werkstoff und Bauteilcharakterisierung – Arbeitspaket 1 und 2.....	15
3.1	Probenfertigung und -dimensionierung.....	15
3.1.1	Zylindrische Werkstoffproben	15
3.1.2	HV-Schrauben.....	16
3.2	Grundcharakterisierung der Werkstoffe	17
3.2.1	Chemische Zusammensetzung	17
3.2.2	Zugversuche	17
3.2.3	Metallografie	22
3.2.4	Härteprüfungen	26
3.2.5	Akusto-elastische Materialkennwerte (<i>K</i> -Werte).....	31
4	Methodenentwicklung: Ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung – Arbeitspaket 3.....	37
4.1	Geometriekompensation	37
4.2	Optimierung der Laufzeitmessung mittels Machine Learning.....	43
4.3	Optimierung der Laufzeitmessung mittels Coded Excitation	49
4.3.1	Kreuzkorrelationsbasierte Ultraschallsignalverarbeitung	50
4.3.2	Coded Excitation	50
4.3.3	Simulation	51
4.3.4	Ergebnisse	51
4.4	Kombinationswandler	58
4.4.1	EMUS Wandler Design	59
4.4.2	EMUS Wandler Design	60
4.4.3	Erzielte Ergebnisse	63
5	Experimentelle Untersuchungen – Arbeitspaket 4	68
5.1	Auswertemethodik.....	68
5.2	Montageversuche (verspannte Bleche)	77
5.2.1	Versuchsaufbau und -durchführung	77
5.2.2	Versuchsergebnisse.....	82

5.3	Statische Auslagerung / Korrosionseinfluss.....	88
5.3.1	Versuchsaufbau und -durchführung	88
5.3.2	Versuchsergebnisse.....	90
5.3.3	Interpretation der Versuchsergebnisse.....	93
5.4	Temperatureinfluss	95
5.4.1	Versuchsaufbau und -durchführung	95
5.4.2	Versuchsergebnisse.....	96
5.5	Unterwassermessungen.....	98
5.5.1	Versuchsaufbau und -durchführung	98
5.5.2	Versuchsergebnisse.....	100
5.6	Einfluss von Biegebelastung	101
5.6.1	Versuchsaufbau und -durchführung	101
5.6.2	Versuchsergebnisse.....	102
5.6.3	Interpretation der Versuchsergebnisse.....	103
5.7	Einfluss überelastisches Anziehen	104
5.7.1	Versuchsaufbau und -durchführung	104
5.7.2	Versuchsergebnisse.....	104
6	Fehlerbetrachtung	105
7	Konzept – Arbeitspaket 5	109
8	Zusammenfassung und Ausblick.....	111
B	Verwendung der Zuwendung:.....	113
C	Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit:	113
D	Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft:	114
E	Anhang und Literatur.....	116
Anhang.....		116
	Geometrie der HV-Schrauben.....	116
	Chemische Zusammensetzung.....	118
	Zugversuche.....	121
	Zugversuche an fertigen Schrauben.....	121
	Zugversuche an abgedrehten Proben	127
	Auf- und Entkohlungsprüfung.....	134
	Literaturangaben	137

Förderhinweis:

Das IGF-Vorhaben Nr.: 19671 N / DVS-Nr.: V 4.019 der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS, Aachener Str. 172, 40223 Düsseldorf, wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

A Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse im Berichtszeitraum:

1 Einleitung und Aufgabenstellung

1.1 Motivation und Ziele

Die Schraubenverbindung gehört auf Grund ihrer Lösbarkeit, besonders bei stark beanspruchten Bauteilen, zu den Standardfügeverfahren im Bauwesen, im Maschinen- und Anlagenbau sowie in der Automobil- und Luftfahrtbranche. Eine sichere und zuverlässige Schraubenverbindung beruht auf einer bei der Montage aufzubringenden Vorspannkraft, die unter Berücksichtigung späterer Setzerscheinungen ausreichend groß sein muss, um den auftretenden Betriebslasten und den Umgebungseinflüssen standzuhalten. Das Erreichen der erforderlichen Vorspannkraft bei der Montage ist in der Praxis mit großen Unsicherheiten verbunden. Mit den aktuell etablierten, wirtschaftlichen und industriell eingesetzten Montageverfahren wird die Vorspannkraft nicht direkt gemessen, sondern indirekt z.B. über das Drehmoment oder den Drehwinkel bestimmt. Um die Streuung der Montagevorspannkraft abschätzen zu können, müssen die entsprechenden Einflussparameter (k -Klasse oder Reibungszahlen im Gewinde und in der Kopfauflage) in aufwändigen und kostenintensiven Laborversuchen ermittelt werden. Diese Vorgehensweise impliziert für die Instandhaltung vorgespannter Schraubenverbindungen unkalkulierbare Randbedingungen, die eine Gewährleistung eines definierten Vorspannkraftniveaus über eine längere Zeit mit den gängigen Verfahren stark erschweren. Daher ist eine alternative Methode zur Überwachung der Vorspannkraft bei der Montage und vor allem während des Betriebs für den Anwender von großem Interesse.

Ultraschallsysteme werden seit vielen Jahren zur Bestimmung der Schraubenvorspannkraft in der Montage genutzt. Die kommerziell verfügbaren industriellen Systeme messen die Laufzeitänderung einer Ultraschall-Longitudinalwelle, die sich über die gesamte Schraubenlänge ausbreitet, vom Schraubenende reflektiert und vom Ultraschallwandler wieder empfangen wird. Da die Ultraschallverfahren die Änderung der Laufzeit in der Schraube messen, sind sie zum Beispiel von der Reibung unabhängig. Das gängige Ultraschallverfahren muss allerdings an einer unbelasteten Schraube kalibriert werden. Neben dem einfachen Ultraschall-Laufzeitverfahren sind in der Wissenschaft auch sogenannte Zwei-Moden-Methoden bekannt. Diese haben den Vorteil, dass sich der Kalibrieraufwand verringert. Dieses auch am Fraunhofer IZFP im Rahmen einer Machbarkeitsstudie getestete Verfahren ist trotz seines hohen Potentials nicht kommerziell verfügbar. Ziel dieses Forschungsprojekts ist es, ein Konzept zu entwickeln, das die Zwei-Moden-Methode zu einem zuverlässigen Ultraschallmessverfahren sowohl für dauerhaftes Monitoring als auch für stichprobenartige Überprüfungen im Rahmen der Instandhaltung qualifiziert. Dazu ist es erforderlich, die einflussnehmenden Faktoren auf die Vorspannkraftmessung mittels Ultraschall zu quantifizieren. Neben dem Oberflächenzustand, werkstoffmechanischen und geometrischen Kenngrößen von HV- und anderen Verschraubungen sind spezielle Umgebungsbedingungen (maritimer Bereich) im Rahmen dieses Projekts zu berücksichtigen. Ferner sind gerätetechnische und messtechnische Herausforderungen zu bewältigen, um eine robuste Prüftechnik für den industriellen Einsatz zu ermöglichen, da die auszuwertenden Laufzeitänderungen im Nanosekunden-Bereich höchsten Anforderungen unterliegen.

Das Ziel des Forschungsvorhabens ist die Weiterentwicklung der ultraschallbasierten „Vorspannkraftmessung zu einem universell einsetzbaren Verfahren zur Überwachung beliebiger Schraubenverbindungen durch direkte Bestimmung von Materialeigenschaften. Hierzu müssen die schraubenspezifischen Einflussgrößen auf das Ultraschall-(US)-Laufzeitsignal erstmals quantifiziert werden. Weiterhin sollen die Randbedingungen sowie die Grenzen der ultraschallgestützten Vorspannkraftbestimmung für verschiedene Verschraubungen erarbeitet werden. Dieses Wissen soll die optimale Montage sowie speziell die Überwachung kritischer, vorgespannter Verschraubungen sicher, reproduzierbar und in einem überschaubaren Kostenrahmen halten.

1.2 Bearbeitungskonzept

Das Bearbeitungskonzept des Projektes ist in fünf Arbeitspakete untergliedert. Nachstehend werden diese fünf Arbeitspakete beschrieben.

Arbeitspaket 1 (AP1): Vorbereitung und Versuchsplanung

In AP1 wurden die Versuche geplant und auch die Auswahl der zu untersuchenden Schrauben wurde festgelegt. Darüber hinaus wurden auch die Belastungsszenarien sowie die Probengestaltung und die einzelnen Versuche festgelegt.

Arbeitspaket 2 (AP2): Grundcharakterisierung

In AP2 wurde die Grundcharakterisierung der ausgewählten Werkstoffe und Oberflächenschutzsysteme durchgeführt. Es wurden hierfür umfangreiche werkstofftechnische Versuche durchgeführt. In den diesen Versuchen wurden die klassischen Materialkennwerte (E-Modul, Härte, Zugfestigkeit, usw.), aber auch die akusto-elastischen Materialkennwerte bestimmt. Die Ergebnisse können Kapitel 3 entnommen werden.

Arbeitspaket 3 (AP3):

In AP3 wurde sich auf die Ultraschalltechnik fokussiert. Hierbei war ein Ziel die Optimierung der Echosignalqualität. Des Weiteren wurde auch ein Wandlerkonzept erarbeitet, das in der Lage ist sowohl Longitudinal- als auch Transversalwellen anzuregen. Auch die geometriespezifischen und schraubfallspezifischen Einflüsse der Schrauben auf die akusto-elastischen Konstanten wurde untersucht und mittels eines entwickelten Geometriefaktors kompensiert. Die Ergebnisse können Kapitel 4 entnommen werden.

Arbeitspaket 4 (AP4): Experimentelle Untersuchungen

In AP4 wurden verschiedene Schraubfälle sowie Einflüsse auf die Vorspannkraft (Biegung, Korrosion) untersucht. Hierzu wurden die Vorspannkraft stets mit der Ein-Moden-Methode als auch mit der Zwei-Moden-Methode berechnet. Es wurden auch die Einflüsse verschiedener Montageverfahren (drehende und ziehende Montage) auf die Vorspannkraft untersucht. Die Ergebnisse können Kapitel 5 entnommen werden.

Arbeitspaket 5 (AP5): Konzeptentwicklung

In AP5 wurden die im Verlauf des Projektes gewonnen Erkenntnisse in ein Konzept überführt. Das Konzept kann Kapitel 7 entnommen werden.

Die Abbildung 1-1 fasst die Arbeitspakete in einem Schaubild zusammen.

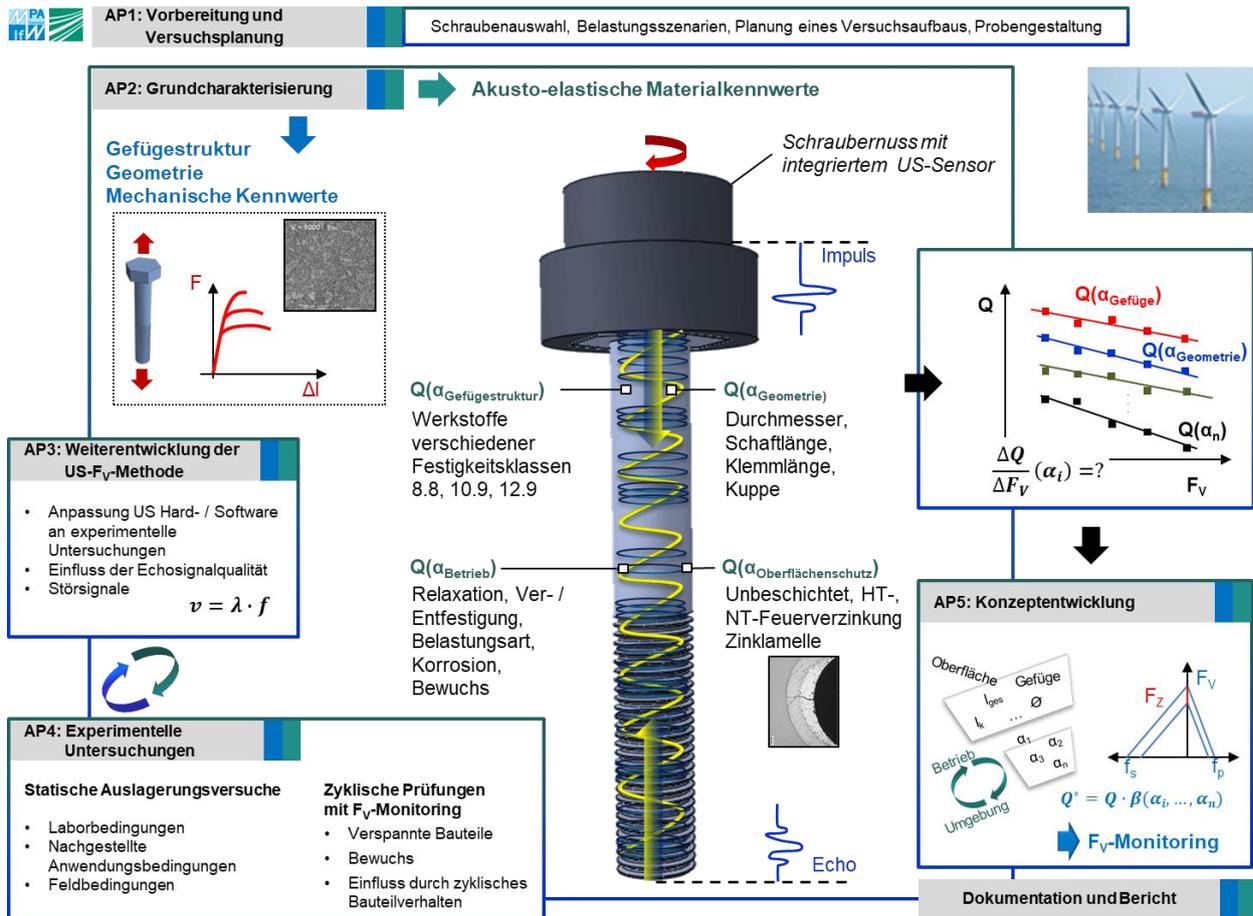


Abbildung 1-1: Zusammenfassung aller Arbeitspakete.

2 Stand der Technik und Forschung

2.1 Konventionelle Techniken

In den nationalen und internationalen Richtlinien zur Verwendung von Verschraubungen in Stahltragwerken [2 bis 6] werden mehrere mechanische Verfahren gleichberechtigt zur Prüfung von vorgespannten Schraubenverbindungen vorgeschlagen. Diese Verfahren sind allerdings unmittelbare Ableitungen aus der Montage der Schraubenverbindungen und unterliegen damit denselben Einflussfaktoren. Im Falle von Offshore-Verschraubungen kommen weitere Störgrößen durch Alterungserscheinungen (z.B. Biofilm, Bewuchs oder Korrosion) bei der Prüfung der Vorspannkraft hinzu.

Die Funktionsfähigkeit einer Schraubenverbindung hängt von einer prozesssicher aufzubringenden Montagevorspannkraft F_M , den Setzkräften F_Z und der daraus resultierenden Vorspannkraft F_V ab (siehe Abbildung 2-1). Hierbei muss die resultierende Vorspannkraft F_V ausreichend hoch sein, damit die Betriebssicherheit der Schraubenverbindung gegeben ist und es nicht zum Ausfall der Verbindung durch Dauerbruch oder selbsttätigem Lösen kommt [7].

Bei den heute allgemein etablierten Montageverfahren (Drehmoment-, Drehwinkel- oder Streckgrenzverfahren) erfolgt die Messung der Vorspannkraft nicht direkt, sondern über die Steuerung und Überwachung von Prozessparametern wie Drehmoment, Drehwinkel, Einschraubtiefe oder Einschraubzeit [8].

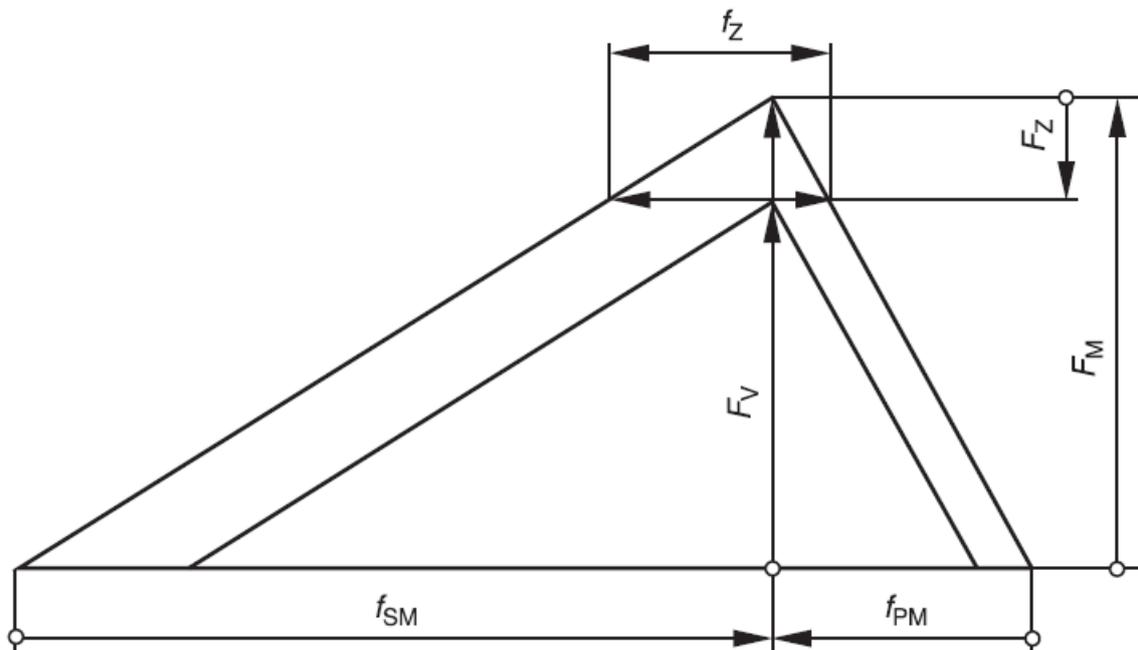


Abbildung 2-1: Verspannungsdreieck einer Schraubenverbindung mit Montagevorspannkraft F_M , Setzkraft F_Z , resultierender Vorspannkraft F_V , dem Setzbetrag f_Z und der Verlängerung der Schraube f_{SM} sowie der Verkürzung der verspannten Teile f_{PM} [4].

Eine direkte Messung ist durch Applikation von Dehnungsmessstreifen (DMS) oder durch Kraftmessringe möglich. Diese Methoden eignen sich jedoch eher für Laborversuche und nicht für die Serienanwendung. Zudem haben sie den Nachteil, dass sich durch notwendige Modifikationen an der Schraube für die DMS Messung oder durch das Einbringen zusätzlicher Klemmteile (Kraftmessring) die Steifigkeit des Gesamtsystems ändert und die Messergebnisse somit nicht mehr auf den eigentlichen Schraubfall übertragbar sind.

2.2 Ultraschallmethoden zur Bestimmung der Vorspannkraft von Schrauben

„Der primäre Vorteil der ultraschallbasierten Verfahren im Gegensatz zu den konventionellen Verfahren besteht darin, dass diese eine direkte Messung der Vorspannkraft ermöglichen. Die Messung der Vorspannkraft ist unabhängig von den Reibungseinflüssen. Alle ultraschallbasierten Methoden beruhen auf dem akusto-elastischen Effekt und der Messung der Schraubenverlängerung.“ [9]

Im Wesentlichen ist es möglich zwischen zwei Prüfanwendungen der ultraschallbasierten Vorspannkraftbestimmung zu differenzieren:

1. Online Überwachung von Verschraubungsprozessen
2. Monitoring von Schraubverbindungen

Generell kann die Online Überwachung von Verschraubungsprozessen auch als Spezialfall des Monitorings von Schraubverbindungen aufgefasst werden. Im Fall der Online Überwachung von Schraubverbindungen wird davon ausgegangen, dass eine Laufzeitmessung der Ultraschallwelle im unbelasteten Zustand (ohne Spannung) möglich ist. Dies ist auch für das Monitoring von Schraubverbindungen denkbar.

In praxisnahen Anwendungen gibt es jedoch häufig keine Informationen über die unbelastete Schraube, weshalb in diesen Fällen eine Bestimmung der Vorspannkraft ohne Referenzlaufzeit (Laufzeit im unbelasteten / nicht montierten Zustand) erfolgen muss.

Konkret bedeutet dies, dass im Falle eines zugänglichen Referenzzustandes (Laufzeit im unbelasteten Zustand) eine Wellenart, in der Regel die Longitudinalwelle, genügt um die Vorspannkraft zu bestimmen (Ein-Moden-Methode). Ist die Laufzeit im spannungsfreien Zustand nicht bekannt, muss die Zwei-Moden-Methode, welche sowohl eine Longitudinalwelle als auch eine Transversalwelle nutzt, verwendet werden.

Nachfolgend werden die Grundlagen der ultraschallbasierten Vorspannkraftbestimmung sowie die Anwendung mittels Ein- und Zwei-Moden-Methode erläutert.

2.3 Grundlagen der ultraschallbasierten Vorspannkraftermittlung

Im einfachsten Fall wird die Laufzeit t_L einer Longitudinalwelle ausgewertet (siehe Abbildung 2-2). Wenn die Schraube im unbelasteten Zustand die Länge L_0 hat, so beträgt die Laufzeit der Longitudinalwelle t_{L0} im Puls-Echo-Modus, siehe Gleichung (2-1):

$$t_{L0} = \frac{2L_0}{v_L} \quad (2-1)$$

Dabei gibt v_L die Longitudinalwellengeschwindigkeit im spannungsfreien Zustand und $v_{L\varepsilon}$ die Longitudinalwellengeschwindigkeit im belasteten Zustand an. Aufgrund einer mechanische Spannung in Längsrichtung dehnt sich die Schraube um ΔL . Unter Spannung berechnet sich die Laufzeit $t_{L\varepsilon}$ wie in Gleichung (2-2) :

$$t_{L\varepsilon} = \frac{2(L_0 + \Delta L)}{v_{L\varepsilon}} \quad (2-2)$$

Wie Gleichung (2-2) zeigt, ändert sich nicht nur der Weg, sondern auch die Schallgeschwindigkeit aufgrund der Spannung.

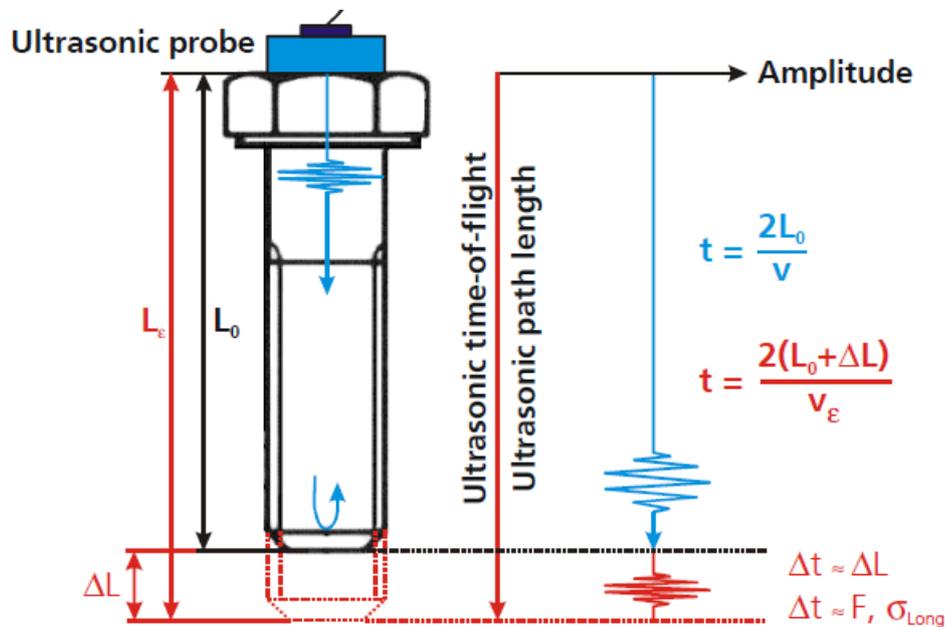


Abbildung 2-2: Prinzip der Ultraschall-Spannungsmessung in Schrauben [10].

Die Abhängigkeit der Ausbreitungsgeschwindigkeit elastischer Wellen vom vorliegenden Spannungs- / Dehnungszustand ist als akusto-elastischer Effekt bekannt und wurde 1953 von Hughes und Kelly beschrieben [11].

In Abbildung 2-3 ist die relative Änderung der Schallgeschwindigkeit in Abhängigkeit von einer durch eine Spannung σ in 1-Richtung verursachten Dehnung ε aufgetragen. Dabei sind sowohl die relativen Geschwindigkeiten der Longitudinalwellen (v_{11}, v_{33}) als auch die relativen Geschwindigkeiten der Transversalwellen (v_{13}, v_{31}, v_{32}) bei verschiedenen Ausbreitungs- und Schwingungsrichtungen dargestellt. Der erste Index der Geschwindigkeit gibt hierbei immer die Ausbreitungsrichtung der Welle an, während der zweite Index für die Schwingungsrichtung steht. Es wird ersichtlich, dass die Geschwindigkeitsänderung nicht nur von der Wellenmode (Long- oder Scher-), sondern auch von der Ausbreitungsrichtung der Welle relativ zur Spannungsrichtung und bei den Scherwellen auch von der Polarisationsrichtung abhängig ist. Geringe Änderungen der Schallgeschwindigkeiten zeigen sich bei den Transversalwellen mit Ausbreitungs- und Schwingungsrichtung senkrecht zur Lastrichtung (v_{32}). Der größte Effekt tritt bei parallel zur Spannung schwingenden Longitudinalwellen (v_{11}) auf [12].

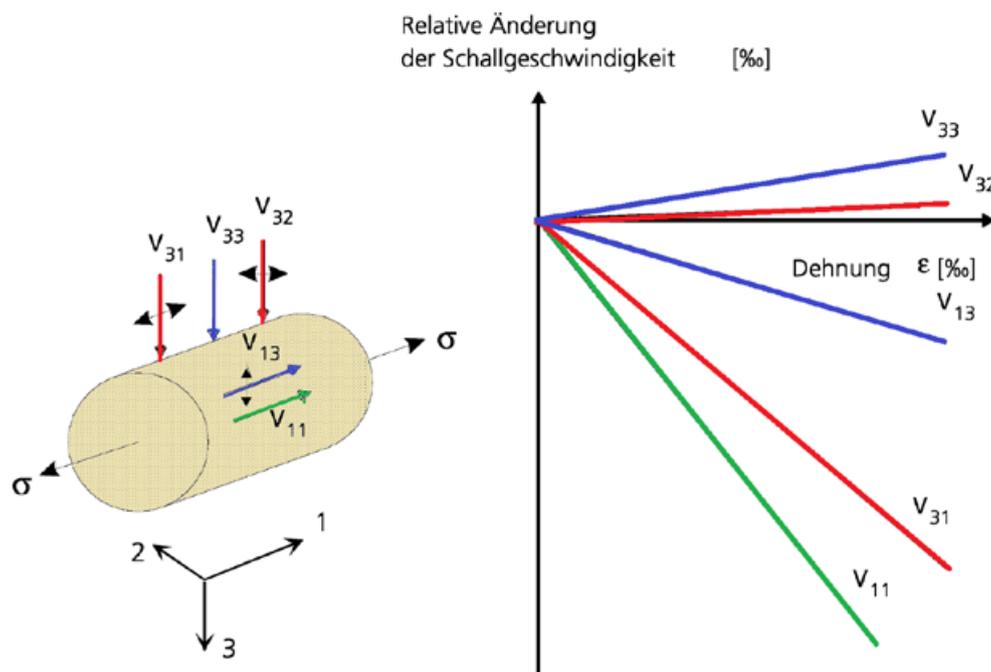


Abbildung 2-3: Modenabhängigkeit des akusto-elastischen Effekts [12].

Der akusto-elastische Effekt kann mit Hilfe der elastischen Konstanten 3. Ordnung (bei isotropen Werkstoffen nach Murnaghan mit l , m und n bezeichnet) berechnet werden. Die elastischen Konstanten 2. Ordnung beschreiben das linear-elastische Hooke'sche Verhalten. Für isotrope Materialien sind die Longitudinal- und Transversalwellengeschwindigkeiten v_L und v_T mit Hilfe der Materialdichte ρ und den elastischen Konstanten (Laméschen Modulen λ , μ bzw. Elastizitätsmodul E , Schubmodul G und Poisson-Zahl ν) berechenbar. Die Gleichung (2-3) gibt die Berechnungsvorschrift der Longitudinalwellengeschwindigkeit an und die Gleichung (2-4) stellt dar, wie die Transversalwellengeschwindigkeit berechnet wird.

$$v_L = \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho}} = \sqrt{\frac{E(1 - \nu)}{\rho(1 + \nu)(1 - 2\nu)}} \quad (2-3)$$

$$v_T = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (2-4)$$

Die elastischen Konstanten 2. Ordnung sind experimentell mittels Laufzeitmessung mit einer Unsicherheit von $\leq 1-2\%$ messbar, da die Dichtebestimmung nicht genauer als mit einer Unsicherheit von $\leq 1\%$ bestimmt werden kann. Die Ungenauigkeit des Absolutwertes der Schallgeschwindigkeit ist mit $\leq 1\%$ gering. [12]

Der akusto-elastische Effekt ist ein nichtlineares Phänomen. Wie in Abbildung 2-4 zu sehen ist, spielt der akusto-elastische Effekt eine bedeutende Rolle bei der Bestimmung von Vorspannkräften in Schraubenverbindungen, sein Beitrag zur Zunahme der Laufzeit darf gegenüber dem linear-elastischen Beitrag der Schraubenlänge nicht vernachlässigt werden [12, 13].

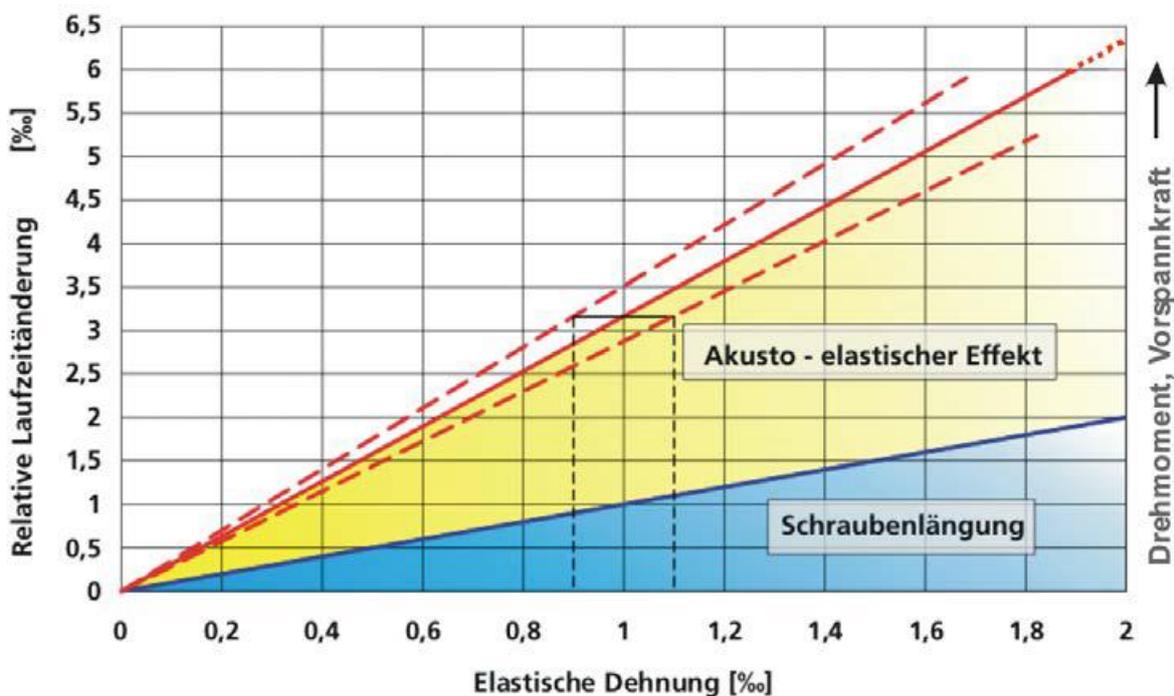


Abbildung 2-4: Relative Laufzeitänderung einer Longitudinalwelle durch den akusto-elastischen Effekt und die Schraubenlänge [13].

Die Steigungen der in Abbildung 2-3 dargestellten Geraden werden als akusto-elastische Konstanten (AEC) bezeichnet. Sie ergeben sich theoretisch nach den Gleichungen (2-5) für die Longitudinalwelle und nach Gleichung (2-6) für die Transversalwelle [9].

$$AEC_{11} = \frac{v_{11}/v_L}{\varepsilon} = \frac{l}{\lambda + 2\mu} \left(\frac{\mu l}{\lambda + \mu} + \frac{\mu \lambda}{2(\lambda + \mu)} + 2\lambda + 5\mu + 2m \right) \quad (2-5)$$

$$AEC_{13} = \frac{v_{12}/v_T}{\varepsilon} = \frac{v_{13}/v_T}{\varepsilon} = 2 + \frac{l}{2(\lambda + \mu)} + \left(m + \frac{\lambda n}{4\mu} \right) \quad (2-6)$$

Die akusto-elastischen Konstanten für die Longitudinalwelle (2-5) und für die Transversalwelle (2-6) bilden die Basis für die Berechnung der Vorspannkraft mittels Ultraschallverfahren, da die akusto-elastischen Konstanten einen direkten Zusammenhang zwischen der Spannung und der Geschwindigkeitsänderung liefern [9].

2.3.1 Ein-Moden-Methode

Bei der Ein-Moden-Methode wird davon ausgegangen, dass die Schraubverbindung im unbelasteten Zustand zur Verfügung steht oder die ursprüngliche Länge der Schraube bekannt ist. Das Verfahren basiert auf der Referenzmessung der Laufzeit im unbelasteten Zustand. Zudem ist die Kenntnis über den akusto-elastischen Kennwert erforderlich. Realisiert wird dieses Messprinzip, indem eine Longitudinalwelle mittels eines Ultraschallwandlers in eine Schraube eingekoppelt wird und die Laufzeit ebendieser Welle gemessen wird. Zuerst wird die Grundlaufzeit t_{L0} gemessen, diese hängt von der Schraubenlänge im spannungsfreien Zustand L_0 und der Schallgeschwindigkeit v_L im jeweiligen Material ab. Anschließend wird die Laufzeit $t_{L\varepsilon}$ in der Schraube bei einer anliegenden Vorspannkraft gemessen. Illustriert wird die Kalibrier- und Prüfsituation in Abbildung 2-2.

Wie schon anhand der Abbildung 2-2 zu erkennen ist, überlagern sich bei der Laufzeitmessung zwei Effekte. Einerseits ergibt sich eine Laufzeitänderung aufgrund der Schraubenverlängerung, andererseits trägt die wirkende Vorspannkraft zur Laufzeitverlängerung bei, da sich die Schallgeschwindigkeit aufgrund der anliegenden Spannung ändert. Abbildung 2-4 veranschaulicht, wie die beiden eben beschriebenen Effekte zur Laufzeitänderung beitragen.

In den Gleichungen (2-1) und (2-2) geben L_0 die Ausgangslänge im unbelasteten Zustand, ΔL die Verlängerung, v_L die Ultraschallgeschwindigkeit der Longitudinalwelle im spannungsfreien Zustand und $v_{L\varepsilon}$ die Longitudinalwellengeschwindigkeit im belasteten Zustand an. Der Faktor zwei basiert auf der Tatsache, dass die Messung der Laufzeit im Puls-Echo Modus betrieben wird und dadurch der Schalllaufweg der doppelten Länge entspricht. Mithilfe der zuvor hergeleiteten akusto-elastischen Konstanten AEC , ist es möglich, anhand der gemessenen relativen Laufzeitänderung auf den herrschenden Spannungszustand in Längsrichtung zu schließen. Der K -Wert bzw. K -Faktor dient als Proportionalitätskonstante zwischen relativer Laufzeitänderung $\frac{\Delta t}{t_{L0}}$ und herrschender Vorspannkraft F_V und ist dabei sowohl vom Material als auch von der Geometrie abhängig. Die K -Werte geben dabei die Steigung der Spannung über die relative Laufzeitänderung an und haben die Einheit $\frac{N}{\%}$ bzw. $\frac{MPa}{\%}$. Vereinfacht ausgedrückt, fassen die K -Werte die Kombination der beiden Effekte (akusto-elastischer Effekt und Schraubenlängung) in einer Konstanten zusammen.

Somit kann durch Gleichung (2-7) die herrschende Vorspannkraft F_V berechnet werden.

$$F_V = K_x \frac{t_{L\varepsilon} - t_{L0}}{t_{L0}} = K_x \frac{\Delta t}{t_{L0}} \quad (2-7)$$

In Gleichung (2-7) steht der Index x des K -Wertes für einen spezifischen Schraubfall. Ein Anwendungsgebiet dieser Technik ist die Online-Überwachung der Schraubenvorspannkraft während eines Verschraubungsprozesses. Umgesetzt wird dies, indem die Vorspannkraft kontinuierlich über den Einschraubprozess hinweg gemessen wird. Hierdurch kann der Schraubprozess über die Ultraschalllaufzeit gesteuert werden [9].

2.3.2 Zwei-Moden-Methoden

Bei der Zwei-Moden-Methode, auch als Kombinationsverfahren bekannt, werden zwei Wellenmoden miteinander kombiniert. Das Verfahren wurde bereits in den achtziger Jahren theoretisch beschrieben.

Zugrunde liegt die Annahme, dass der durchlaufene Schallweg für die Longitudinalwelle und die Transversalwelle identisch ist. Dadurch wird der Nachteil der Ein-Moden-Methode überwunden, denn unter dieser Voraussetzung ist es denkbar, auch eine bereits bestehende Schraubverbindung ohne Kenntnis der Referenzlaufzeit zu prüfen. Werden die Gleichungen (2-3) und (2-4) betrachtet, ist zu erkennen, dass die Geschwindigkeiten der beiden Wellenarten abhängig von der Dichte ρ , der Poissonzahl ν und dem E-Modul E sind. Werden die Geschwindigkeiten durch die Schalllaufzeiten t_{L0} und t_{T0} und den Schalllaufweg L_0 ausgedrückt und wird anschließend deren Quotient (Q -Wert) gebildet, ergibt sich die Gleichung (2-8) für den spannungsfreien Zustand. Der Q -Wert für den Fall, dass eine Spannung herrscht berechnet sich nach Gleichung (2-9). Dabei wird ausgenutzt, dass der Schalllaufweg der Longitudinalwelle und der Transversalwelle sowohl im spannungsfreien als auch im Zustand herrschender Spannung gleich ist. [9]

$$Q_0 = \frac{v_L}{v_T} = \frac{L_0/t_{L0}}{L_0/t_{T0}} = \frac{t_T}{t_L} = \sqrt{\frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}} \quad (2-8)$$

$$Q = \frac{v_{L\varepsilon}}{v_{T\varepsilon}} = \frac{L_\varepsilon/t_{L\varepsilon}}{L_\varepsilon/t_{T\varepsilon}} = \frac{t_{T\varepsilon}}{t_{L\varepsilon}} \quad (2-9)$$

Die Gleichungen (2-8) und (2-9) repräsentieren den Q -Wert, welcher als ein Proportionalitätsfaktor für uniaxiale Spannungszustände angesehen werden kann. Die Proportionalität des Q -wertes ist dabei garantiert durch die akusto-elastischen Konstanten der beiden Wellenarten, denn die beiden akusto-elastischen Konstanten der Longitudinalwelle K_L und der Transversalwelle K_T gehen in die Gleichung mit ein. Zudem berücksichtigen die Gleichungen (2-8) und (2-9) auch den Sachverhalt, dass der im belasteten Zustand veränderte Schalllaufweg für beide Wellenarten (L_ε), wie für den spannungsfreien Zustand (L_0), identisch ist. Festzuhalten ist, dass der Q -Wert eine lineare Abhängigkeit von der Vorspannkraft aufweist. Die Bestimmung der Vorspannkraft wird dadurch ermöglicht, dass sich die beiden Geschwindigkeiten der Wellenarten unterschiedlich stark aufgrund des herrschenden Spannungszustandes ändern. Die Vorspannkraft wird nach Gleichung (2-10) berechnet. Hierbei geben $F_V(Q)$ die Vorspannkraft, Q den Q -Wert im gespannten Zustand und Q_0 den Q -Wert im spannungsfreien Zustand an. Mit S wird die Steigung der Q -Wert Geraden angegeben [9].

$$F_V(Q) = (Q - Q_0) \frac{1}{S} \quad (2-10)$$

2.4 Laufzeitmessung

„Die Ultraschalllaufzeitmessung (engl. Time of Flight Measurement) bildet die Basis der Vorspannkraftbestimmung mittels Ultraschall. Es gibt verschiedene Techniken die Ultraschalllaufzeit zu messen, am bekanntesten sind das Nulldurchgangsverfahren und die Kreuzkorrelationsmethode. Beim Nulldurchgangsverfahren werden die Nulldurchgänge zweier Rückwandechos als Start- und Stoppmarken für die Zeitmessung festgelegt. Unter Verwendung eines Taktgebers einer definierten Frequenz werden schließlich die Impulse zwischen den Marken gezählt. Nachteilig bei diesem Verfahren ist jedoch, dass bei diskreten Signalen die genaue Ermittlung der Nulldurchgänge nicht mehr möglich ist. Zudem können Störgrößen bei Materialien, die starke Schallschwächung und Streuung hervorrufen, die Messung der Nulldurchgänge erschweren. Aus den eben genannten Gründen wird in dieser Arbeit die Kreuzkorrelationsmethode genutzt, um die Ultraschalllaufzeit zu bestimmen. Der Vorteil dieser Technik besteht vor allem darin, dass die gesamte Pulsform zur Korrelation herangezogen wird. Das Ergebnis der so gemessenen Laufzeit entspricht dadurch der Gruppengeschwindigkeit des Schallpulses [12].

Das Kreuzkorrelationsverfahren verwendet zwei Rückwandechos, welche über Blenden ausgewählt werden. Im Anschluss werden diese miteinander kreuzkorreliert. Um die Laufzeit zu ermitteln, wird die Verschiebung der beiden Rückwandechos über das Maximum der Kreuzkorrelationsfunktion zum Ursprung bestimmt. Anschließend wird diese Verschiebung vom Abstand zwischen den Startpunkten der beiden Blenden subtrahiert, so wird die Laufzeit ermittelt.“ [9]

„Nachteilig bei der Bestimmung der Laufzeitmessung durch die Kreuzkorrelationsmethode sind die Mehrdeutigkeiten, welche aus der Kreuzkorrelationsfunktion resultieren können. Diese Mehrdeutigkeiten sind das Ergebnis von nicht eindeutig identifizierbaren Amplitudenmaxima. Aufgrund von Effekten wie Interferenzen, Schallschwächung oder Modenkonversion kann es dazu kommen, dass die Nebenmaxima der Kreuzkorrelationsfunktion ähnlich groß oder größer als das Hauptmaxima werden. Daraus folgt, dass die Kreuzkorrelation in ihrem Maximum nicht mehr eindeutig ist und dieses sich um einen definierten Wert verschieben kann. Dabei ist die Verschiebung des Maximums abhängig von der Frequenz des verwendeten Prüfkopfes, weshalb dieses Phänomen auch als Phasenshift bzw. Phasensprung bekannt ist. Ein Phasensprung kann beispielsweise durch Interferenzeffekte ausgelöst werden.“ [9]

3 Werkstoff und Bauteilcharakterisierung – Arbeitspaket 1 und 2

Zur Werkstoffcharakterisierung und zur Ermittlung der akusto-elastischen Materialkennwerte (*K*-Werte) wurden zylindrische Werkstoffproben und fertige HV-Schrauben bzw. Stiftschrauben verwendet. Dabei wurde im Wesentlichen der Fokus auf große Durchmesser und auf im Offshore-Bereich verwendete Schraubenwerkstoffe gelegt.

Im Forschungsprojekt wurden somit 3 unterschiedliche Werkstoffe (32CrB4 (1.7076), 34CrNiMo6 (1.6582) und 33MnCrB5-2 (1.7185)), in 3 unterschiedlichen Festigkeitsklassen (FK 8.8, 10.9 und 12.9), 3 unterschiedlichen Nenndurchmessern (16 mm, 36 mm und 48 mm) sowie im unbeschichteten und beschichteten Zustand (Zink Lamelle, Normal- (NT) und Hochtemperatur (HT) Feuerverzinkung) untersucht. Darüber hinaus wurde der Einfluss eines schlussgewalzten bzw. schlussvergüteten Gewindes überprüft. Die Proben aus dem Werkstoff 34CrNiMo6 haben schlussgewalzte Gewinde, alle restlichen Proben schlussvergütete Gewinde.

3.1 Probenfertigung und -dimensionierung

3.1.1 Zylindrische Werkstoffproben

Zur Ermittlung der akusto-elastischen Materialkennwerte (*K*-Werte) wurden zylindrische Werkstoffproben mit beidseitigem Gewinde von zwei Schraubenherstellern aus dem (projektbegleitenden Ausschuss) pbA gefertigt.

Die Geometrie der zylindrischen Werkstoffproben wurde so gewählt, dass Spannungskonzentrationen, wie sie bei Schrauben beispielsweise am Übergang zwischen Kopf und Schaft auftreten, minimiert werden, da die Schallwellengeschwindigkeit vom Spannungszustand abhängig ist.

In enger Zusammenarbeit mit dem pbA wurde eine Auswahl von typischen Varianten hinsichtlich Werkstoff, Festigkeitsklasse, Oberflächenschutzsystem sowie Geometrie ausgewählt. Hierbei wurden die im Forschungsantrag festgelegten Versuchsmatrizen an die Absprachen mit dem pbA angepasst.

Abbildung 3-1 zeigt die Versuchsmatrix zur Bestimmung der akusto-elastischen Kennwerte (*K*-Werte) an den zylindrischen Werkstoffproben.

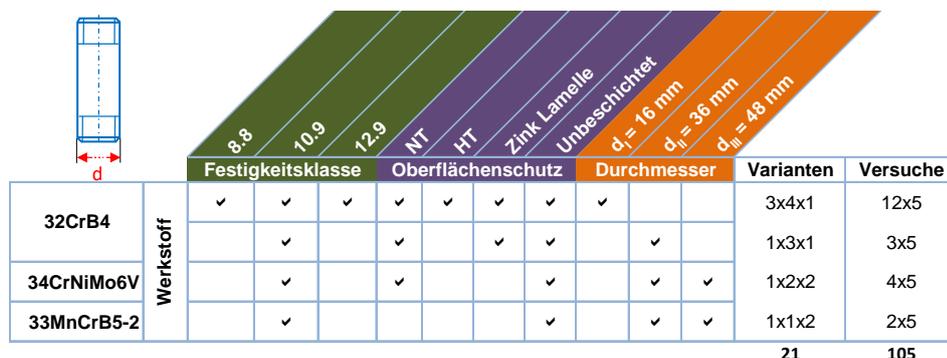


Abbildung 3-1: Versuchsmatrix zur Ermittlung akusto-elastischer Materialkennwerte (*K*-Werte): Variation Werkstoff, Festigkeitsklasse, Oberflächenschutzsystem und Durchmesser der zylindrischen Werkstoffproben.

Abbildung 3-2 zeigt repräsentativ die Probengeometrie zweier zylindrischer Werkstoffproben zur Ermittlung der akusto-elastischen Materialkennwerte. Alle zylindrischen Werkstoffproben weisen eine Schaftlänge von 100 mm auf. Die Gesamtlängen der zylindrischen Werkstoffproben variieren, da die Gewindelängen abhängig vom Nenndurchmesser der Proben sind.

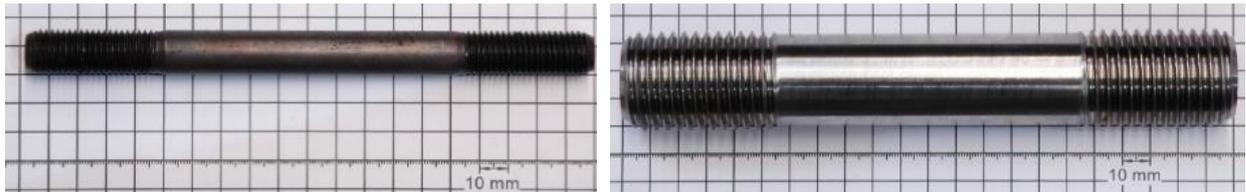


Abbildung 3-2: Zylindrische Werkstoffproben zur Ermittlung akusto-elastischer Materialkennwerte (K-Werte): Nenndurchmesser M16, unbeschichtet aus 32CrB4 (links) und Nenndurchmesser M36, unbeschichtet aus 34CrNiMo6 (rechts).

3.1.2 HV-Schrauben

Für die durchzuführenden experimentellen Untersuchungen wurden HV-Schrauben nach DIN EN 14399-4 ausgewählt [14].

Hinsichtlich der Variation von Werkstoff, Festigkeitsklasse, Geometrie und Oberflächenschutzsystem wurde sich an der Versuchsmatrix orientiert, siehe Abbildung 3-1.

Die technischen Zeichnungen der verwendeten HV-Schrauben sind dem Anhang, Abschnitt E, zu entnehmen.

3.2 Grundcharakterisierung der Werkstoffe

Für die bereitgestellten zylindrischen Werkstoffproben und HV-Schrauben bzw. Stiftschrauben wurde eine Grundcharakterisierung durchgeführt.

3.2.1 Chemische Zusammensetzung

Im Rahmen einer Werkstoffanalyse wurden die unterschiedlichen Schraubenwerkstoffe auf ihre chemische Zusammensetzung mittels Funkenemissionsspektalanalyse untersucht.

Die Ergebnisse der chemischen Analyse an den Werkstoffen 32CrB4 (1.7076), 34CrNiMo6 (1.6582) und 33MnCrB5-2 (1.7185) zeigten eine gute Übereinstimmung mit den Spezifikationen nach DIN EN 10263-4 bzw. DIN EN 683-2 [15, 16].

Die detaillierten Ergebnisse der Funkenemissionsspektalanalyse sind im Anhang, Abschnitt E, dargestellt.

3.2.2 Zugversuche

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften der verwendeten Proben wurden Zugversuche an fertigen Schrauben und an daraus abgedrehten Proben durchgeführt.

Abbildung 3-3 zeigt repräsentativ die Probengeometrie einer fertigen Schraube und einer daraus abgedrehten Probe.

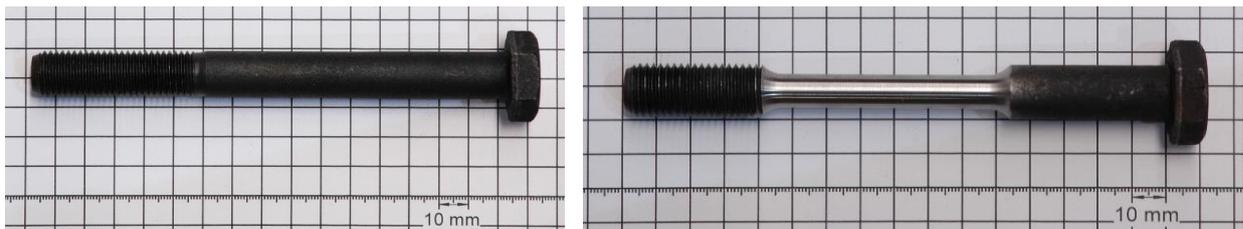


Abbildung 3-3: Proben für den Zugversuch: fertige HV-Schraube M16 (links) und abgedrehte Probe aus HV-Schraube M16 (rechts)

3.2.2.1 Zugversuche an fertigen Schrauben

Die HV-Schrauben und Gewindestifte wurden im unbeschichteten Anlieferungszustand im Zugversuch nach DIN EN ISO 898-1 bis zum Bruch belastet [17]. DIN EN ISO 898-1 gilt nur für Schrauben bis zu einem Nenndurchmesser M39, so dass die Untersuchungen an den HV-Schrauben und Gewindestiften M48 in Anlehnung an diese Norm und Hinzunahme der DASt-Richtlinie 21 erfolgten [17, 18].

Das Versagen trat bei allen Proben im freien belasteten Gewinde auf. Es wurden jeweils 5 Proben geprüft.

Abbildung 3-4 zeigt repräsentativ die ermittelten Kraft-Weg-Diagramme der geprüften HV-Schrauben M16 aller Festigkeitsklassen sowie eine Probe nach dem Bruch.

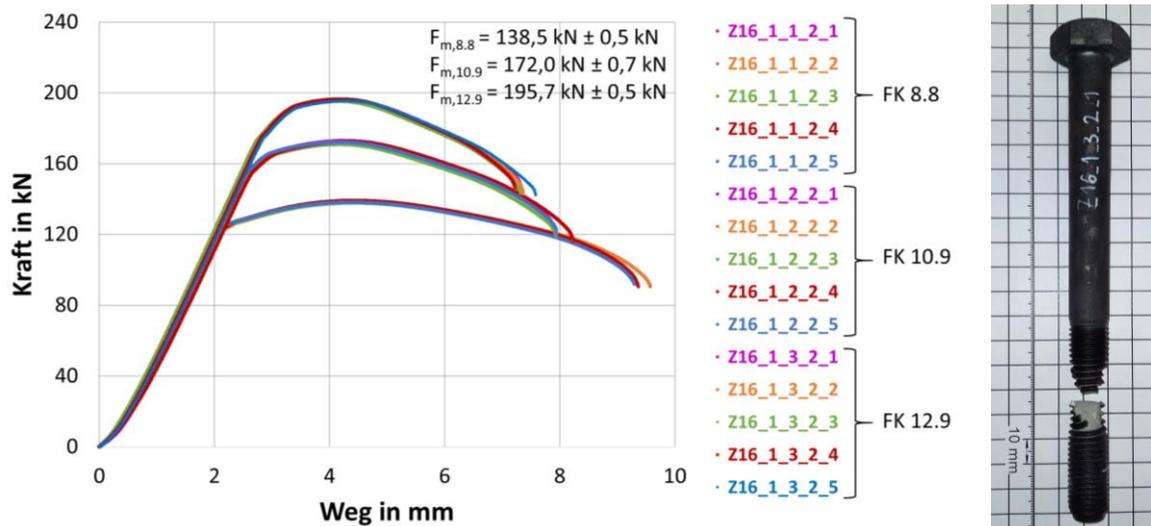


Abbildung 3-4: Kraft-Weg-Diagramme der Zugversuche an fertigen Schrauben, 32CrB4, HV-Schrauben M16, Festigkeitsklassen 8.8, 10.9 und 12.9 (links), Probe nach Bruch (rechts)

Die restlichen Kraft-Weg-Diagramme sind dem Anhang, Abschnitt E, zu entnehmen.

Tabelle 3-1 bis Tabelle 3-3 fassen die Versuchsergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben, getrennt nach den jeweiligen Festigkeitsklassen, zusammen.

Tabelle 3-1: Ergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 (Mittelwerte)

Probe	Werkstoff	Höchstkraft F_m in kN	Zugfestigkeit R_m in MPa
HV-Schraube M16	32CrB4	$138,5 \pm 0,5$	882 ± 3
A)	---	125,0	800

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 und Tabelle 4 [17]

Tabelle 3-2: Ergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 (Mittelwerte)

Probe	Werkstoff	Höchstkraft F_m in kN	Zugfestigkeit R_m in MPa
HV-Schraube M16	32CrB4	172,0 ± 0,7	1096 ± 5
HV-Schraube M36	32CrB4	943,2 ± 8,5	1154 ± 10
Gewindestift M36	34CrNiMo6	906,3 ± 7,7	1109 ± 9
Gewindestift M48	34CrNiMo6	1585,2 ± 3,9	1075 ± 3
HV-Schraube M36	33MnCrB5-2	954,9 ± 5,7	1169 ± 7
HV-Schraube M48	33MnCrB5-2	1703,7 ± 10,9	1157 ± 7
A)	---	163,0 (M16) 850,0 (M36) 1531,9* (M48)	1040

^{A)} Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 und Tabelle 4 [17]

* in Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 898-1 [17] unter Hinzunahme der DASt-Richtlinie 21 [18]

Tabelle 3-3: Ergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben der Festigkeitsklasse 12.9 (Mittelwerte)

Probe	Werkstoff	Höchstkraft F_m in kN	Zugfestigkeit R_m in MPa
HV-Schraube M16	32CrB4	195,7 ± 0,5	1247 ± 3
A)	---	192,0	1220

^{A)} Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 und Tabelle 4 [17]

Die ermittelten Kräfte liegen oberhalb der nach DIN EN ISO 898-1 geforderten Mindestbruchkräfte [17]. Die hieraus unter Annahme des Nennspannungsquerschnitts $A_{s,nom}$ rechnerisch ermittelten Zugfestigkeiten erfüllen ebenfalls die Anforderungen nach DIN EN ISO 898-1 [17].

3.2.2.2 Zugversuche an abgedrehten Proben

Zur Bestimmung der mechanischen Kennwerte Zugfestigkeit R_m , 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$, Bruchdehnung A , Brucheinschnürung Z und Elastizitätsmodul E wurden Zugversuche nach DIN EN ISO 898-1 und DIN EN ISO 6892-1 durchgeführt [17, 19]. DIN EN ISO 898-1 gilt nur für Schrauben bis zu einem Nenndurchmesser M39, so dass die Untersuchungen an den HV-Schrauben und Gewindestiften M48 in Anlehnung an diese Norm und Hinzunahme der DASt-Richtlinie 21 erfolgten [17, 18].

Aus den unbeschichteten HV-Schrauben und Gewindestiften wurden Proportionalstabproben mit der Anfangsmesslänge $L_0 = 5d_0$ abgedreht.

Abbildung 3-5 zeigt repräsentativ die ermittelten Spannungs-Dehnungs-Diagramme der geprüften abgedrehten Proben aus HV-Schrauben M16 aller Festigkeitsklassen sowie eine Probe nach dem Bruch.

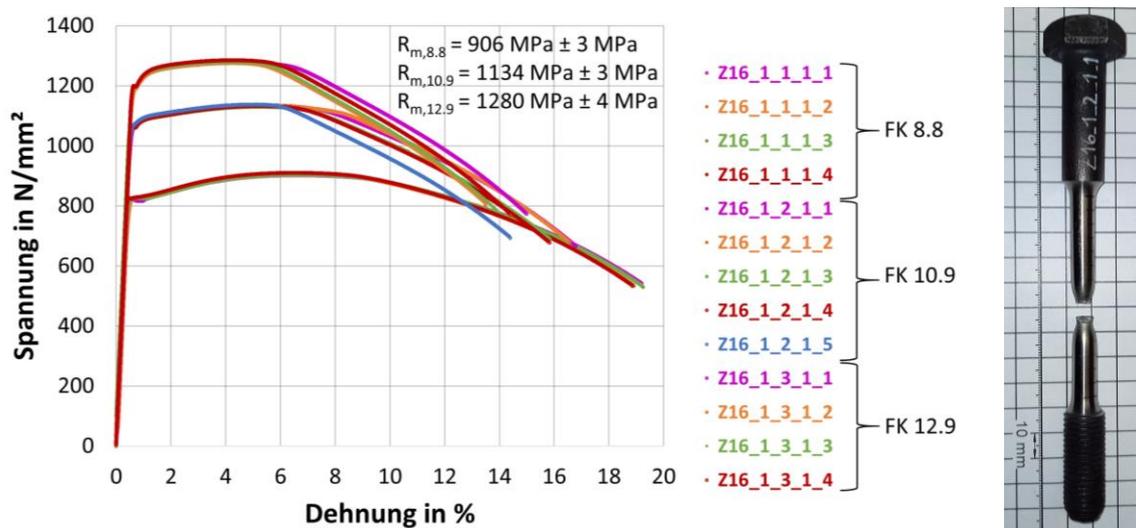


Abbildung 3-5: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche an abgedrehten Proben, 32CrB4, HV-Schrauben M16, Festigkeitsklassen 8.8, 10.9 und 12.9

Die restlichen Spannungs-Dehnungs-Diagramme sind dem Anhang, Abschnitt E, zu entnehmen.

Tabelle 3-4 bis Tabelle 3-6 fassen die Versuchsergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben, getrennt nach den jeweiligen Festigkeitsklassen, zusammen.

Tabelle 3-4: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben der Festigkeitsklasse 8.8 (Mittelwerte)

Probe	Werkstoff	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruchdehnung A in %	Brucheinschnürung Z in %	E-Modul E in GPa
HV-Schraube M16	32CrB4	906 ± 3	823 ± 2	19,3 ± 0,3	67 ± 1	209,0 ± 4,0
A)	---	800	640	12,0	52	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

Tabelle 3-5: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben der Festigkeitsklasse 10.9 (Mittelwerte)

Probe	Werkstoff	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruch-deh- nung A in %	Bruch-ein- schnürung Z in %	E-Modul E in GPa
HV-Schraube M16	32CrB4	1134 ± 3	1065 ± 6	16,5 ± 0,9	63 ± 1	208,4 ± 2,9
HV-Schraube M36	32CrB4	1089 ± 10	1020 ± 16	14,6 ± 0,4	55 ± 1	200,4 ± 4,0
Gewindestift M36	34CrNiMo 6	1102 ± 6	995 ± 9	14,50 ± 0,7	50 ± 3	204,2 ± 3,4
Gewindestift M48	34CrNiMo 6	1073 ± 9	961 ± 10	16,5 ± 0,5	54 ± 1	199,8 ± 0,8
HV-Schraube M36	33MnCrB 5-2	1123 ± 10	1063 ± 8	14,6 ± 0,2	58 ± 1	201,6 ± 2,3
HV-Schraube M48	33MnCrB 5-2	1143 ± 5	1087 ± 6	13,1 ± 0,3	52 ± 2	203,7 ± 2,2
A)	---	1040	940	9,0	48	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

Tabelle 3-6: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben der Festigkeitsklasse 12.9 (Mittelwerte)

Probe	Werkstoff	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruch-deh- nung A in %	Bruch-ein- schnürung Z in %	E-Modul E in GPa
HV-Schraube M16	32CrB4	1280 ± 4	1200 ± 4	14,1 ± 0,6	61 ± 1	206,8 ± 3,4
A)	---	1220	1100	8,0	44	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

Die ermittelten Werkstoffkennwerte erfüllen die Mindestanforderungen nach DIN EN ISO 898-1 [17].

3.2.3 Metallografie

Von jeder untersuchten Variante der zylindrischen Werkstoffprobe (Versuchsmatrix siehe Abbildung 3-1) wurden Längs- und Querschliffe im Bereich des Schafts und des Gewindes angefertigt. Es wurden lichtmikroskopische Untersuchungen zur Beurteilung des Werkstoffgefüges, der Werkstoffhomogenität und der Korngröße (Korngrößen-Kennzahl G) durchgeführt.

Für die lichtmikroskopischen Aufnahmen wurden die Schliffe mit einer Kornflächenätzung (3 %- ige alkalische Salpetersäure) präpariert. Zur Ermittlung der Korngrößen-Kennzahl G nach DIN EN ISO 643 wurden Querschliffe aus dem Schaftbereich mit einer Austenit-Korngrenzenätzung präpariert, damit die ehemaligen Austenitkorngrenzen sichtbar werden. Je größer die Korngrößen-Kennzahl G , desto kleiner der mittlere Korndurchmesser des Gefüges [20].

Die untersuchten zylindrischen Werkstoffproben weisen nichtmetallische Einschlüsse in geringen Mengen auf. Bei einigen zylindrischen Werkstoffproben wurden zusätzlich im Kern Seigerungszeilen, also Entmischungen, in Probenlängsrichtung festgestellt.

Nachfolgend werden an zwei repräsentativen zylindrischen Werkstoffproben des Nenndurchmesser M36 in FK 10.9 aus 32CrB4 und 34CrNiMo6 Ergebnisse der lichtmikroskopischen Untersuchungen beschrieben.

In Abbildung 3-6 sind Längsschliffe (Kornflächenätzung) einer unbeschichteten zylindrischen Werkstoffprobe mit Nenndurchmesser M36 aus 32CrB4 der FK 10.9 dargestellt.

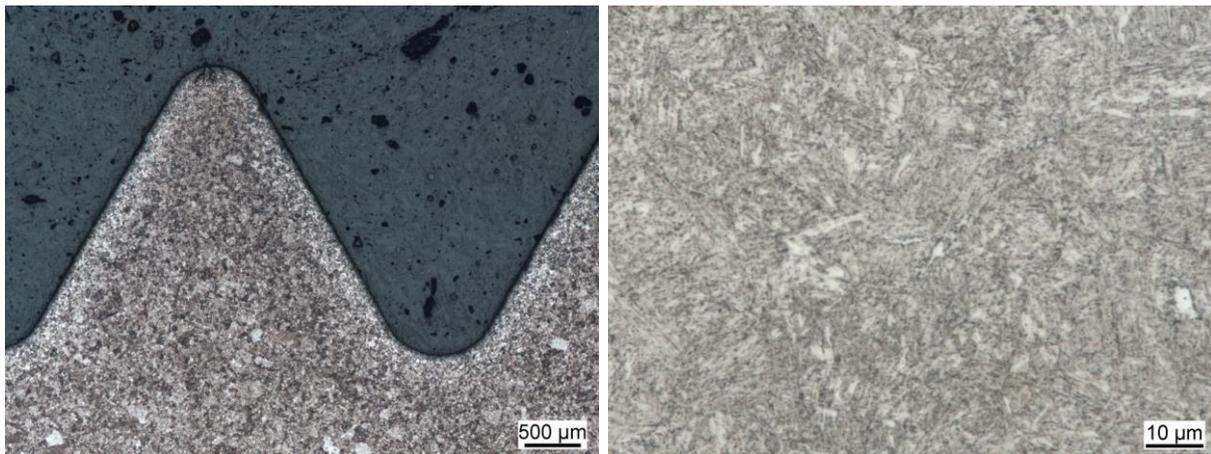


Abbildung 3-6: Längsschliff (Kornflächenätzung) durch schlussvergütetes Gewinde (links) und Detailaufnahme des Gefüges im Schaft (rechts) - 32CrB4, zylindrische Werkstoffprobe M36, unbeschichtet, FK 10.9.

In Abbildung 3-6 (links) ist eine Gewindeflanke und der Gewindegrund der schlussvergüteten zylindrischen Werkstoffprobe, umgeben vom Einbettmittel, abgebildet. Die Detailaufnahme eines Längsschliffs des Schafts (Abbildung 3-6 rechts) zeigt das martensitische Gefüge. Bei weiterer Vergrößerung wird die nadelige Struktur des angelassenen Martensits sichtbar.

In Abbildung 3-7 sind dieselben Längsschliffe, jedoch an einer zylindrischen Werkstoffprobe mit Nenndurchmesser M36 aus 34CrNiMo6 der FK 10.9 dargestellt. Es handelt sich ebenfalls um einen angelassenen Martensit, siehe Abbildung 3-7 (rechts). In Abbildung 3-7 (links) ist ebenso eine Gewindeflanke und der Gewindegrund abgebildet. Das schlussgerollte Gewinde lässt sich sehr gut an der Verdichtung und Orientierung der Körner entlang des Gewinderadius erkennen, siehe Abbildung 3-8 (rechts).

In der Detailaufnahme des Gewindegrunds (Abbildung 3-8 links) ist zum direkten Vergleich das schlussvergütete Gewinde der zylindrischen Werkstoffprobe mit Nenndurchmesser M36 aus 32CrB4 der FK 10.9 dargestellt.

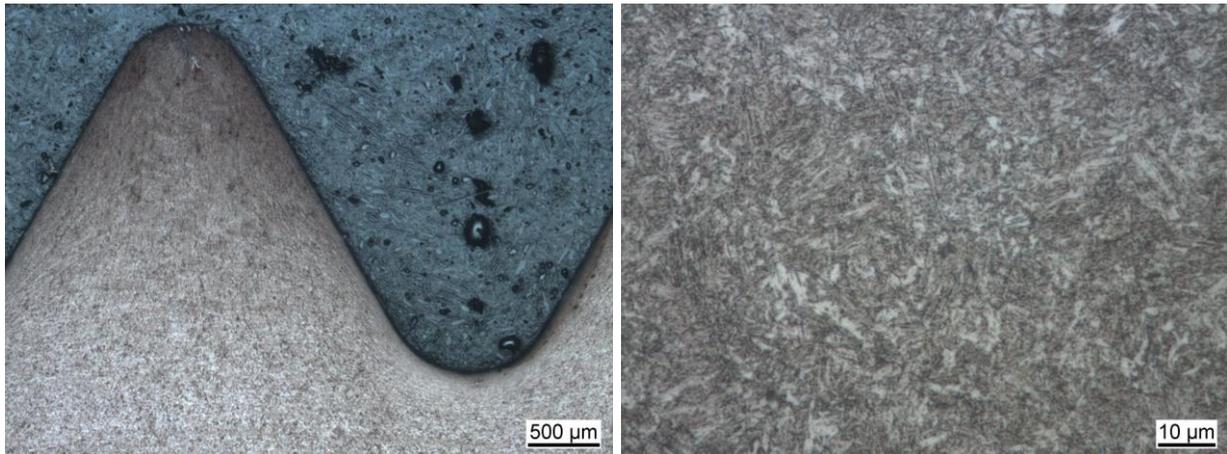


Abbildung 3-7: Längsschliff (Kornflächenätzung) durch schlussgerolltes Gewinde (links) und Detailaufnahme des Gefüges im Schaft (rechts) - 34CrNiMo6, zylindrische Werkstoffprobe M36, unbeschichtet, FK 10.9.

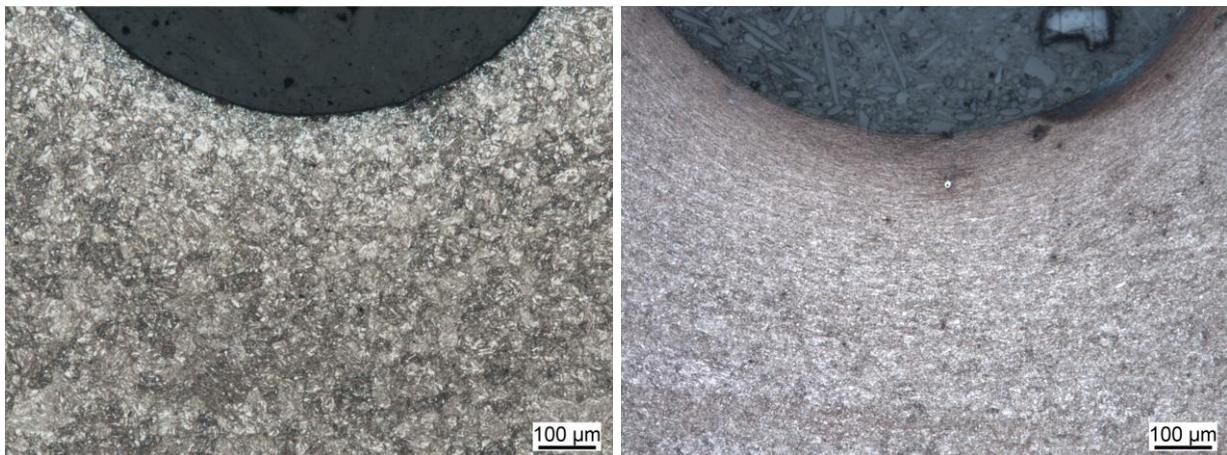


Abbildung 3-8: Detailaufnahmen schlussvergütetes Gewinde - 32CrB4, zylindrische Werkstoffprobe M36, FK 10.9 (links) und schlussgerolltes Gewinde - 34CrNiMo6, zylindrische Werkstoffprobe M36, FK 10.9 (rechts).

Zusätzlich wurden bei beiden oben beschriebenen zylindrischen Werkstoffproben die Schichten der Feuerverzinkung (NT) dokumentiert, siehe Abbildung 3-9.

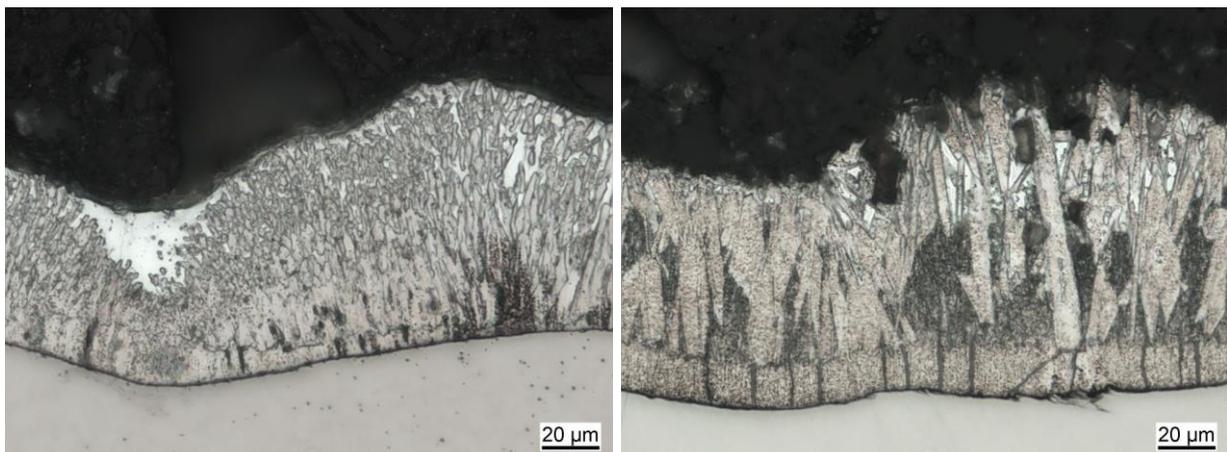


Abbildung 3-9: Detailaufnahmen Zinkschicht (Feuerverzinkung NT) - 32CrB4, zylindrische Werkstoffprobe M36, FK 10.9 (links) und 34CrNiMo6, zylindrische Werkstoffprobe M36, FK 10.9 (rechts).

Die Ermittlung der Korngrößen-Kennzahl *G* nach DIN EN ISO 643 wurde an Querschliffen aus dem Schaftbereich, welche mit einer Austenit-Korngrenzenätzung präpariert wurden, durchgeführt. Abbildung 3-10 zeigt eine repräsentative lichtmikroskopische Aufnahme zur Ermittlung der Korngrößenkennzahl *G* nach DIN EN ISO 643.

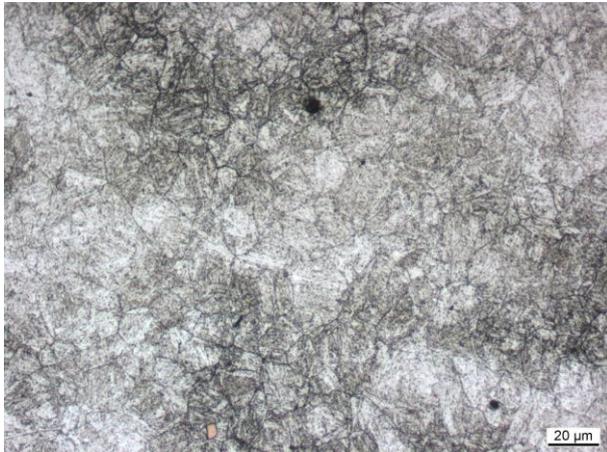


Abbildung 3-10: Querschliff (Austenit-Korngrenzenätzung) durch Schaft zur Bestimmung der Korngrößen-Kennzahl *G* - 32CrB4, zylindrische Werkstoffprobe M36, FK 10.9.

In Tabelle 3-7 bis Tabelle 3-9 sind die Ergebnisse der lichtmikroskopischen Untersuchungen sowie die ermittelten Korngrößenkennzahlen *G* nach DIN EN ISO 643 zusammengefasst. Die Proben weisen alle ein martensitisches Gefüge (angelassen) im Kern auf und weisen Korngrößen-Kennzahlen *G* im Mittel zwischen 10 und 11 auf, was einem mittleren Korndurchmesser von ca. 0,0110 mm bzw. 0,0078 mm entspricht [20].

Tabelle 3-7: Ergebnisse der lichtmikroskopischen Untersuchungen, zylindrische Werkstoffproben, 32CrB4

Probe	Gewinde schlussgerollt / schlussvergütet	Gefüge im Kern	Beschichtung	Korngrößen-Kenn- zahl <i>G</i>
M16 FK 8.8	schlussvergütet	angelassener Martensit	unbeschichtet	10,0 - 10,5
			Zink Lamelle	10,0 - 10,5
			Feuerverzinkung (NT)	10,0 - 10,5
			Feuerverzinkung (HT)	10,0 - 10,5
M16 FK 10.9	schlussvergütet	angelassener Martensit	unbeschichtet	10,0 - 10,5
			Zink Lamelle	10,0 - 10,5
			Feuerverzinkung (NT)	9,5 - 10,0
			Feuerverzinkung (HT)	10,0 - 10,5
M16 FK 12.9	schlussvergütet	angelassener Martensit	unbeschichtet	10,5 - 11,0
			Zink Lamelle	10,5 - 11,0
			Feuerverzinkung (NT)	10,0 - 10,5
			Feuerverzinkung (HT)	10,0 - 10,5
M36 FK 10.9	schlussvergütet	angelassener Martensit	unbeschichtet	10,0
			Zink Lamelle	10,0
			Feuerverzinkung (NT)	9,5

Tabelle 3-8: Ergebnisse der lichtmikroskopischen Untersuchungen, zylindrische Werkstoffproben, 34CrNiMo6

Probe	Gewinde schlussgerollt / schlussvergütet	Gefüge im Kern	Beschichtung	Korngrößen-Kenn- zahl G
M36 FK 10.9	schlussgerollt	angelassener Martensit	unbeschichtet	10,0 - 11,5
			Feuerverzinkung (NT)	11,0 - 11,5
M48 FK 10.9	schlussgerollt	angelassener Martensit	unbeschichtet	10,5 - 11,5
			Feuerverzinkung (NT)	10,0 - 10,5

Tabelle 3-9: Ergebnisse der lichtmikroskopischen Untersuchungen, zylindrische Werkstoffproben, 33MnCrB5-2

Probe	Gewinde schlussgerollt / schlussvergütet	Gefüge im Kern	Beschichtung	Korngrößen-Kenn- zahl G
M36 FK 10.9	schlussvergütet	angelassener Martensit	unbeschichtet	10,0
M48 FK 10.9	schlussvergütet	angelassener Martensit	unbeschichtet	10,0 - 10,5

3.2.4 Härteprüfungen

Zur weiteren Charakterisierung wurden von jeder untersuchten Variante der zylindrischen Werkstoffprobe (siehe Abbildung 3-1) Härteprüfungen nach Vickers (HV 10) zur Ermittlung der Oberflächen- und Kernhärte sowie Härteprüfungen nach Vickers (HV 0,3) an Schlibbildern zur Auf- und Entkohlungsprüfung durchgeführt.

3.2.4.1 Oberflächenhärte

Die Ermittlung der Oberflächenhärte erfolgte nach DIN EN ISO 898-1 [17].

Die Oberflächenhärte wurde an den zylindrischen Werkstoffproben im unbeschichteten Anlieferungszustand und nach dem Beschichtungsprozess ermittelt. Hierzu wurden die Oberflächen der Kuppen für die Härtemessungen entsprechend präpariert. Bei den beschichteten Proben musste hierzu die Beschichtung komplett entfernt werden [17].

DIN EN ISO 898-1 gilt nur für Schrauben bis zu einem Nenndurchmesser M39, so dass die Untersuchungen an den zylindrischen Werkstoffproben M48 in Anlehnung an diese Norm erfolgten [17]. Die Härtemessungen nach Vickers (HV 10) wurden nach DIN EN ISO 6507-1 an der Schraubenkuppe durchgeführt [21]. Es wurden jeweils 3 Härtemessungen pro Probe durchgeführt.

Abbildung 3-11 bis Abbildung 3-13 stellen die Oberflächenhärten, getrennt nach den jeweiligen Festigkeitsklassen 8.8, 10.9 und 12.9, in Form eines Säulendiagramms dar. Das arithmetische Mittel und die Standardabweichung wurden aus 3 Messwerten je Probe gebildet. Die geforderten Ober- und Untergrenzen nach DIN EN ISO 898-1 sind graphisch durch die roten Horizonte gekennzeichnet [17].

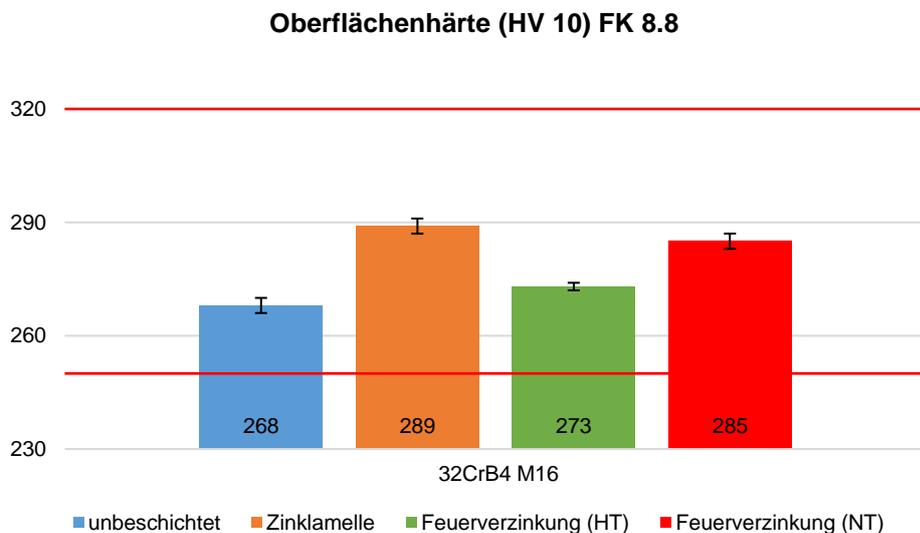


Abbildung 3-11: Oberflächenhärte der zylindrischen Werkstoffproben der Festigkeitsklasse 8.8

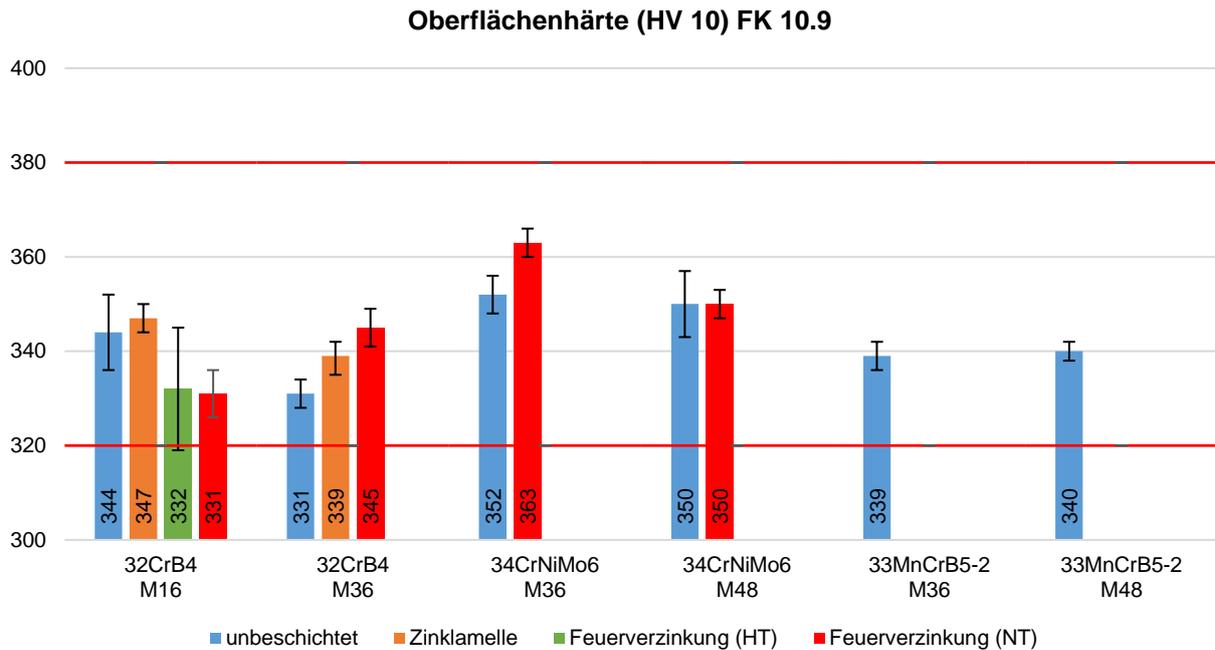


Abbildung 3-12: Oberflächenhärte der zylindrischen Werkstoffproben der Festigkeitsklasse 10.9

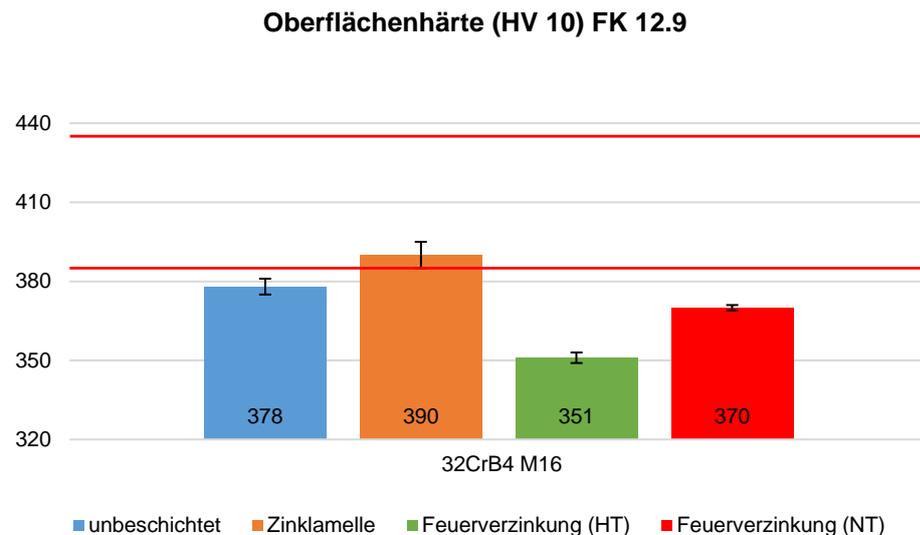


Abbildung 3-13: Oberflächenhärte der zylindrischen Werkstoffproben der Festigkeitsklasse 12.9

Die ermittelten Oberflächenhärten an den zylindrischen Werkstoffproben der Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9 erfüllen durchweg die Anforderungen nach DIN EN ISO 898-1 [17]. Die ermittelten Oberflächenhärten an den zylindrischen Werkstoffproben mit Nenndurchmesser M16 in der Festigkeitsklasse 12.9 aus 32CrB4 unterschreiten teilweise die Anforderungen nach DIN EN ISO 898-1 [17]. Im Zugversuch an einer unbeschichteten HV-Schraube derselben Charge konnten die geforderten mechanischen Eigenschaften nach DIN EN ISO 898-1 jedoch erreicht werden, siehe Kapitel 3.2.2. Die größte Unterschreitung der Oberflächenhärte konnte an der zylindrischen Werkstoffprobe mit Feuerverzinkung (HT) festgestellt werden. In der Praxis werden Schrauben mit Nenndurchmesser M16 der FK 12.9 jedoch nicht HT feuerverzinkt, so dass diese Abweichung zu erwarten war.

3.2.4.2 Kernhärte

Die Ermittlung der Kernhärte erfolgte nach DIN EN ISO 898-1 [17].

Die Kernhärte wurde an den zylindrischen Werkstoffproben im unbeschichteten Anlieferungszustand und nach dem Beschichtungsprozess ermittelt. Hierzu wurden Querschnittsproben jeweils im Abstand des Nenndurchmessers d entfernt vom Gewindeende entnommen und die Oberfläche für die Härtemessungen präpariert [17].

DIN EN ISO 898-1 gilt nur für Schrauben bis zu einem Nenndurchmesser M39, so dass die Untersuchungen an den zylindrischen Werkstoffproben M48 in Anlehnung an diese Norm erfolgten [17]. Die Härtemessungen nach Vickers (HV 10) wurden nach DIN EN ISO 6507-1 in der in DIN EN ISO 898-1 definierten Kreisfläche $0,25d$ durchgeführt [17, 21]. Die Härtemessungen erfolgten jeweils in den Quadranten der Kreisfläche.

Abbildung 3-14 bis Abbildung 3-16 stellen die Kernhärten, getrennt nach den jeweiligen Festigkeitsklassen 8.8, 10.9 und 12.9, in Form eines Säulendiagramms dar. Das arithmetische Mittel und die Standardabweichung wurden aus 4 Messwerten je Probe gebildet. Die geforderten Ober- und Untergrenzen nach DIN EN ISO 898-1 sind graphisch durch die roten Horizonte gekennzeichnet [17].

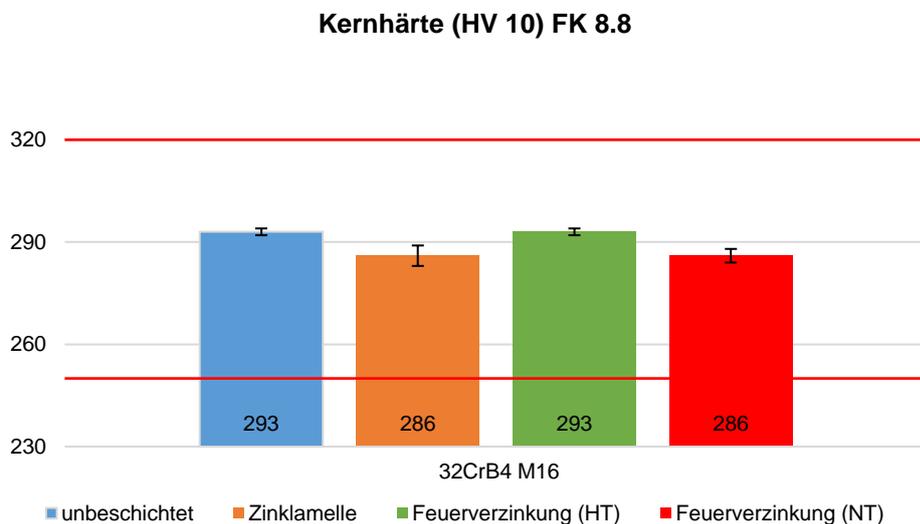


Abbildung 3-14: Kernhärte der zylindrischen Werkstoffproben der Festigkeitsklasse 8.8

Kernhärte (HV 10) FK 10.9

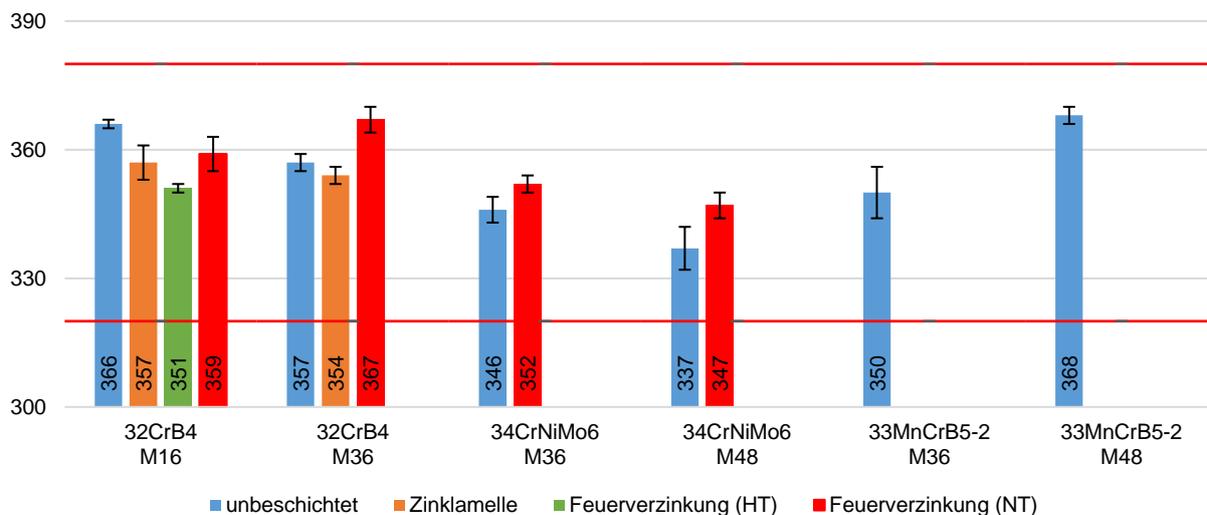


Abbildung 3-15: Kernhärte der zylindrischen Werkstoffproben der Festigkeitsklasse 10.9

Kernhärte (HV 10) FK 12.9

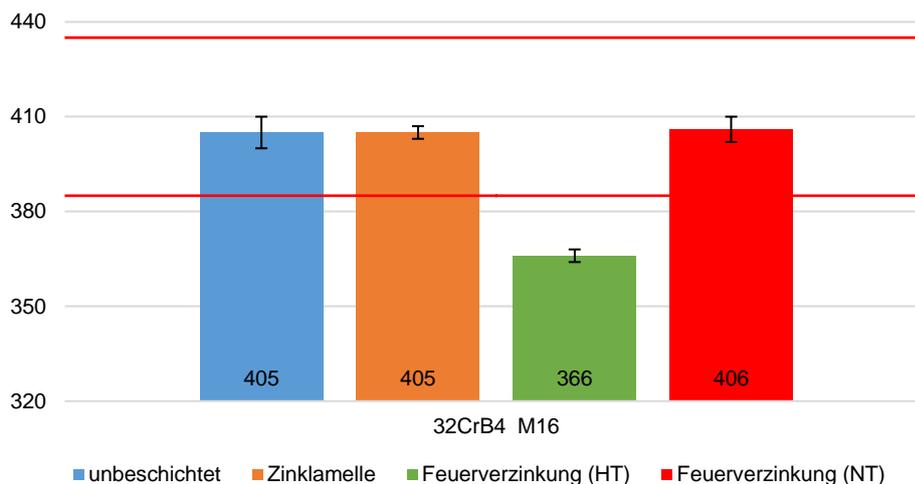


Abbildung 3-16: Kernhärte der zylindrischen Werkstoffproben der Festigkeitsklasse 12.9

Die ermittelten Kernhärten an den zylindrischen Werkstoffproben der Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9 erfüllen durchweg die Anforderungen nach DIN EN ISO 898-1 [17]. Die ermittelte Kernhärte an der zylindrischen Werkstoffprobe mit Feuerverzinkung (HT) des Nenndurchmessers M16 in der Festigkeitsklasse 12.9 aus 32CrB4 unterschreitet die Anforderungen nach DIN EN ISO 898-1 [17]. In der Praxis werden Schrauben mit Nenndurchmesser M16 in FK 12.9 nicht HT feuerverzinkt, so dass diese Abweichung zu erwarten war. Im Zugversuch an einer unbeschichteten HV-Schraube derselben Charge konnten die geforderten mechanischen Eigenschaften nach DIN EN ISO 898-1 jedoch erreicht werden, siehe Kapitel 3.2.2.

3.2.4.3 Auf- und Entkohlungsprüfung

Bei der Wärmebehandlung kann der Kohlenstoffgehalt in der Randzone einen zulässigen Wert überschreiten (Aufkohlung). Durch das Ansteigen der Oberflächenhärte kann es zur Versprödung bzw. zu einer reduzierten Schwingfestigkeit kommen. Eine Verringerung des Kohlenstoffgehaltes (Entkohlung) wiederum kann die Festigkeit des Gewindes verringern und somit zum Versagen führen [17].

Die Auf- und Entkohlungsprüfung erfolgte nach DIN EN ISO 898-1 am Längsschliff [17].

Hierzu wurden Querschnittsproben als Längsschliff durch die Gewindeachse jeweils im Abstand des Nenndurchmessers d entfernt vom Gewindeende entnommen. Die Proben wurden eingebettet und die Oberfläche für die Härtemessung präpariert [17].

Die Härtemessungen nach Vickers (HV 0,3) erfolgten nach DIN EN ISO 6507-1 an den in DIN EN ISO 898-1 definierten 3 Messpunkten, siehe Abbildung 3-17 [17, 21].

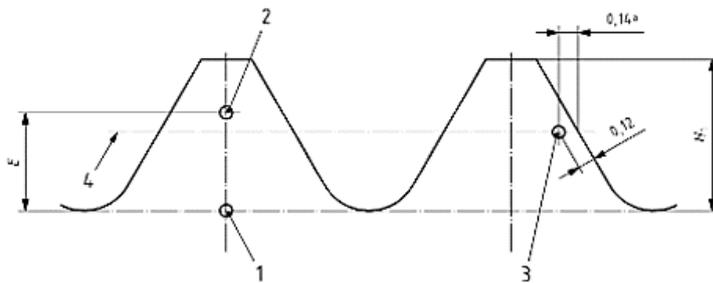


Abbildung 3-17: Messpunkte zur Auf- und Entkohlungsprüfung nach DIN EN ISO 898-1 [17].

DIN EN ISO 898-1 gilt nur für Schrauben bis zu einem Nenndurchmesser M39, so dass die Untersuchungen an den zylindrischen Werkstoffproben M48 in Anlehnung an diese Norm erfolgten [17].

Gemäß DIN EN ISO 898-1 müssen folgende Kriterien eingehalten werden:

- Keine Entkohlung: $HV(2) \geq HV(1) - 30$
- Keine Aufkohlung: $HV(3) \leq HV(1) + 30$

Die Ergebnisse der Auf- und Entkohlungsprüfung zeigten, dass alle zylindrischen Proben bis auf eine Probe die Anforderung nach DIN EN ISO 898-1 erfüllten. Die untersuchte NT feuerverzinkte zylindrische Werkstoffprobe mit Nenndurchmesser M48 aus 34CrNiMo6 der FK 10.9 weist eine Aufkohlung auf.

Die detaillierten Ergebnisse der Auf- und Entkohlungsprüfung sind im Anhang, Abschnitt E, dargestellt.

3.2.5 Akusto-elastische Materialkennwerte (*K*-Werte)

Mögliche Einflussfaktoren auf die akusto-elastischen Materialkennwerte (*K*-Werte) werden durch eine systematische Untersuchung identifiziert und quantifiziert. Hierzu wird der Einfluss von Werkstoff, Festigkeitsklasse, Oberflächenschutzsystem bzw. Durchmesser auf die akusto-elastischen Materialkennwerte (*K*-Werte) an zylindrischen Werkstoffproben untersucht. Die Geometrie der zylindrischen Werkstoffproben und die Versuchsmatrix sind Kapitel 3.1.1 zu entnehmen.

Zur Ermittlung der akusto-elastischen Materialkennwerte (*K*-Werte) wurden die zylindrischen Werkstoffproben in eine Universalprüfmaschine eingespannt und kontinuierlich bzw. auf unterschiedlichen Lasthorizonten im elastischen Bereich (Hooke'sche Gerade) belastet und gleichzeitig die Laufzeiten der Longitudinal- und Transversalwelle zwischen zwei Rückwandechos ausgewertet. Abbildung 3-18 zeigt ein beispielhaftes A-Bild der Ultraschall-Messeinrichtung einer Longitudinalwelle. Bei dem A-Bild („A“ von Amplitude) handelt es sich um ein Verfahren der zerstörungsfreien Prüfung, bei dem die Laufzeit der Echosignale und damit die Entfernung als x- und die Stärke der Echos als y-Koordinate in einem Diagramm dargestellt werden [22].

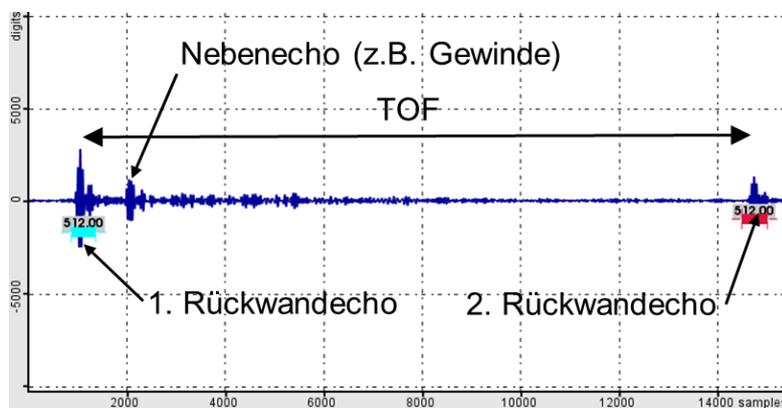


Abbildung 3-18: Auswertung der Longitudinalwellenlaufzeitmessungen zwischen zwei Rückwandechos im Puls-Echo-Verfahren

Die verwendeten Wandler und Koppelmittel sind ausführlich in Kapitel 5 beschrieben. Die Wandler wurden mit magnetischen Haltern am Probenkopf (Kuppe) der zylindrischen Werkstoffprobe angebracht. Die zylindrischen Werkstoffproben wurden beidseitig in Zugmuttern eingedreht und in Zugglocken eingespannt. Durch Kalotten wurden Biegeeffekte minimiert, so dass von einer reinen Zugbelastung der zylindrischen Werkstoffprobe ausgegangen werden kann. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 3-19 dargestellt.

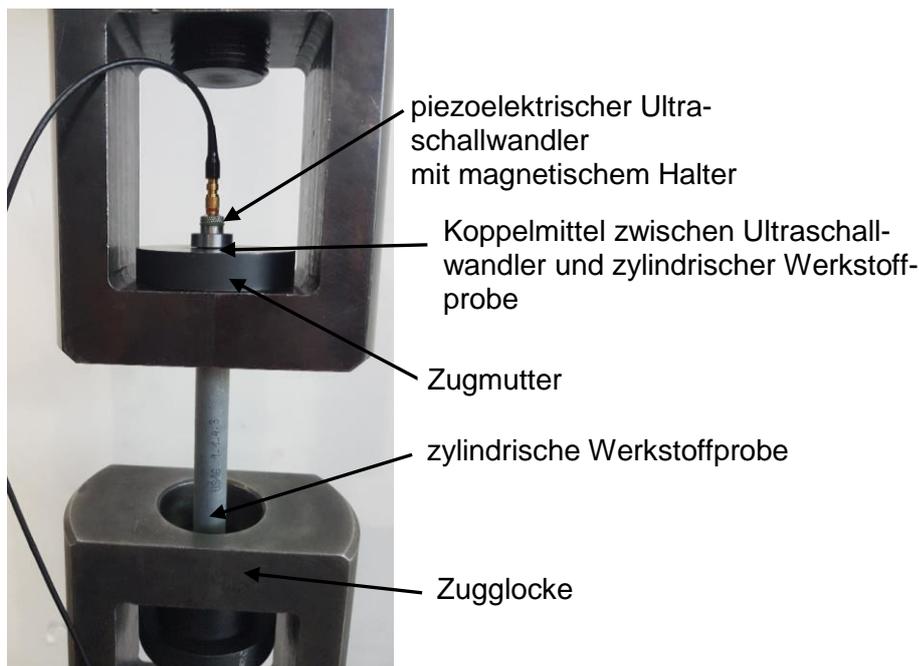


Abbildung 3-19: Versuchsaufbau zur Ermittlung akusto-elastischer Materialkennwerte (K -Werte)

Trägt man die gemessene Laufzeitänderung über die Kraftänderung in einem Diagramm auf, so beschreibt der K -Wert die Steigung dieser Kurve. Der akusto-elastische Effekt ist im elastischen Bereich (Hooke'sche Gerade) linear [11].

$$F = K \cdot \frac{t_{L\varepsilon} - t_{L0}}{t_{L0}} = K \cdot \frac{\Delta t}{t_{L0}}$$

Die Einheit des K -Werts wird in $\text{N}/\text{‰}$ angegeben. Der K -Wert drückt somit aus, wieviel Kraft für ein ‰ Laufzeitänderung notwendig ist. Mathematisch ist der K -Wert die Steigung der Kraft über die relative Laufzeitänderung, siehe Abbildung 3-20. Die Linearität des akusto-elastischen Effekts lässt sich sehr gut erkennen.

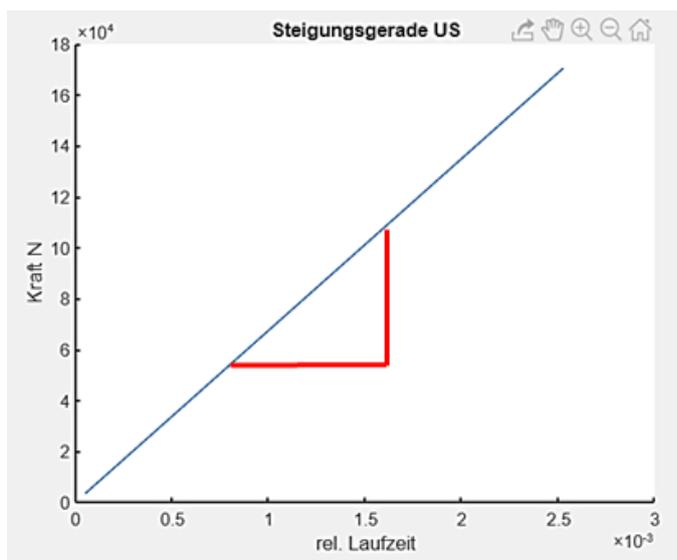


Abbildung 3-20: Beispielhafte Auswertung der akusto-elastischen Materialkennwerte (K -Werte)

In Abbildung 3-21 bis Abbildung 3-26 sind die ermittelten und ausgewerteten K -Werte an zylindrischen Werkstoffproben in Form eines Säulendiagramms dargestellt. Das arithmetische Mittel und die Standardabweichung der K -Werte wurden aus Messungen an 5 zylindrischen Werkstoffproben derselben Charge gebildet, siehe Abbildung 3-1. An einer zylindrischen Werkstoffprobe jeder Variante wurden zusätzlich 3 Wiederholungsmessungen für die Longitudinal- und Transversalwelle durchgeführt, um die Wiederholgenauigkeit zu ermitteln. Es liegen somit jeweils 8 experimentell ermittelte K -Werte für die Longitudinal- und Transversalwelle vor, die für die statistische Auswertung benutzt wurden.

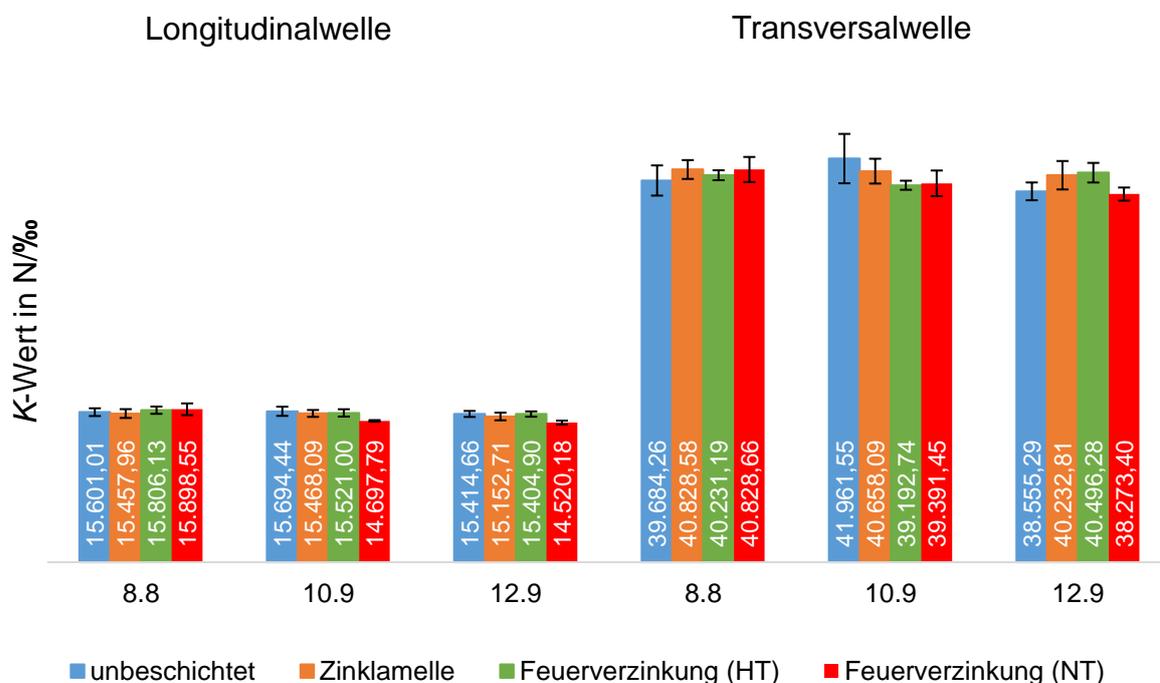


Abbildung 3-21: Akusto-elastische Materialkennwerte (K -Werte): 32CrB4, zylindrische Werkstoffproben M16

Vergleicht man die ermittelten K -Werte der zylindrischen Werkstoffproben mit gleichem Nenn-durchmesser M16, aber variierten Festigkeitsklassen und Oberflächenschutzsystemen miteinander, so kann kein signifikanter Einfluss der variierten Parameter auf die experimentell ermittelten K -Werte festgestellt werden. Die ermittelten K -Werte liegen nah beieinander, die Fehlerindikatoren überschneiden sich, siehe Abbildung 3-21.

Derselbe Zusammenhang kann auch bei den zylindrischen Werkstoffproben mit Nenndurchmesser M36 beobachtet werden, siehe Abbildung 3-22.

Die K -Werte der zylindrischen Werkstoffproben mit unterschiedlichen Nenndurchmessern lassen sich nicht direkt miteinander vergleichen, da sie nicht dieselbe Länge aufweisen. Hierzu ist eine Geometriekompensation notwendig. Die Vorgehensweise ist Kapitel 5.1 zu entnehmen.

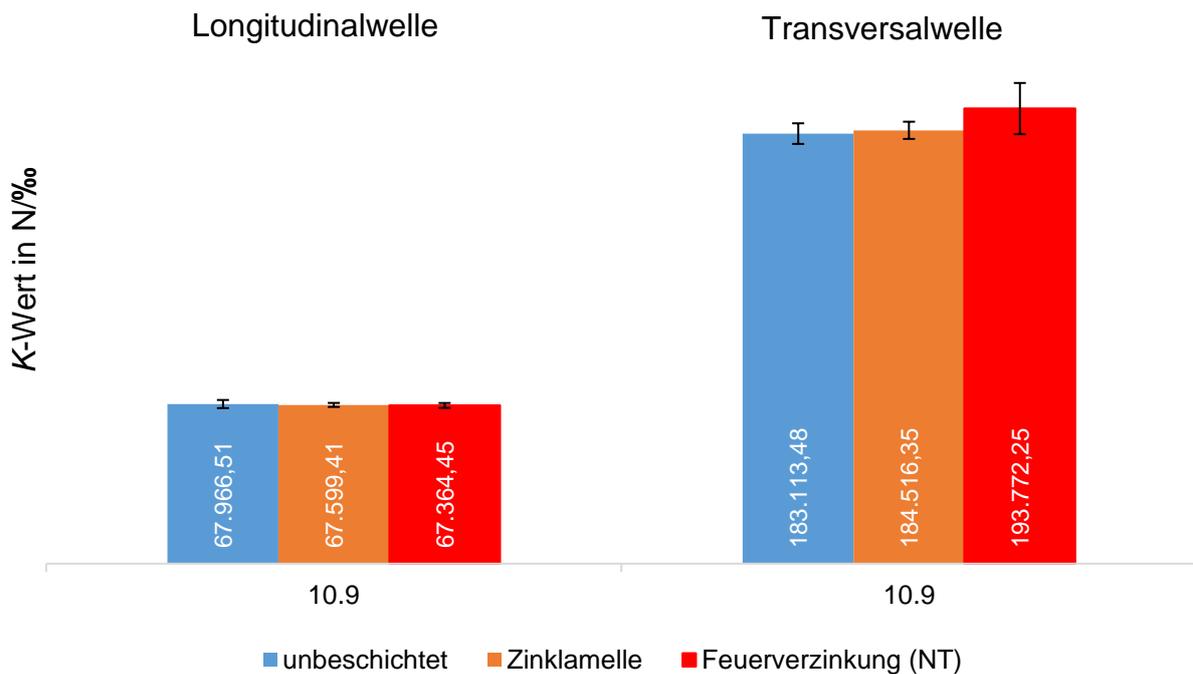


Abbildung 3-22: Akusto-elastische Materialkennwerte (K-Werte): 32CrB4, zylindrische Werkstoffproben M36

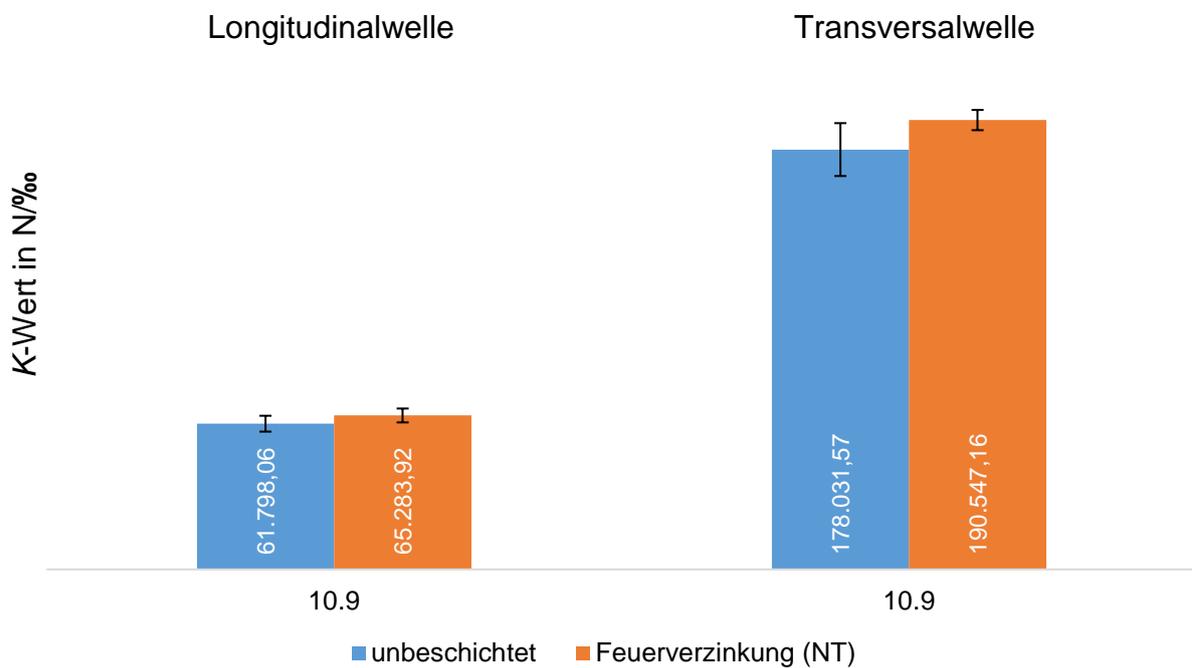


Abbildung 3-23: Akusto-elastische Materialkennwerte (K-Werte): 34CrNiMo6, zylindrische Werkstoffproben M36

Da die zylindrischen Werkstoffproben mit Nenndurchmesser M36 aus 32CrB4 und 33MnCrB5-2 eine identische Geometrie aufweisen (gleicher Schraubenhersteller), können die experimentell ermittelten K-Werte direkt miteinander verglichen werden. Ein signifikanter Werkstoffeinfluss lässt sich ebenfalls nicht beobachten, siehe Abbildung 3-24.

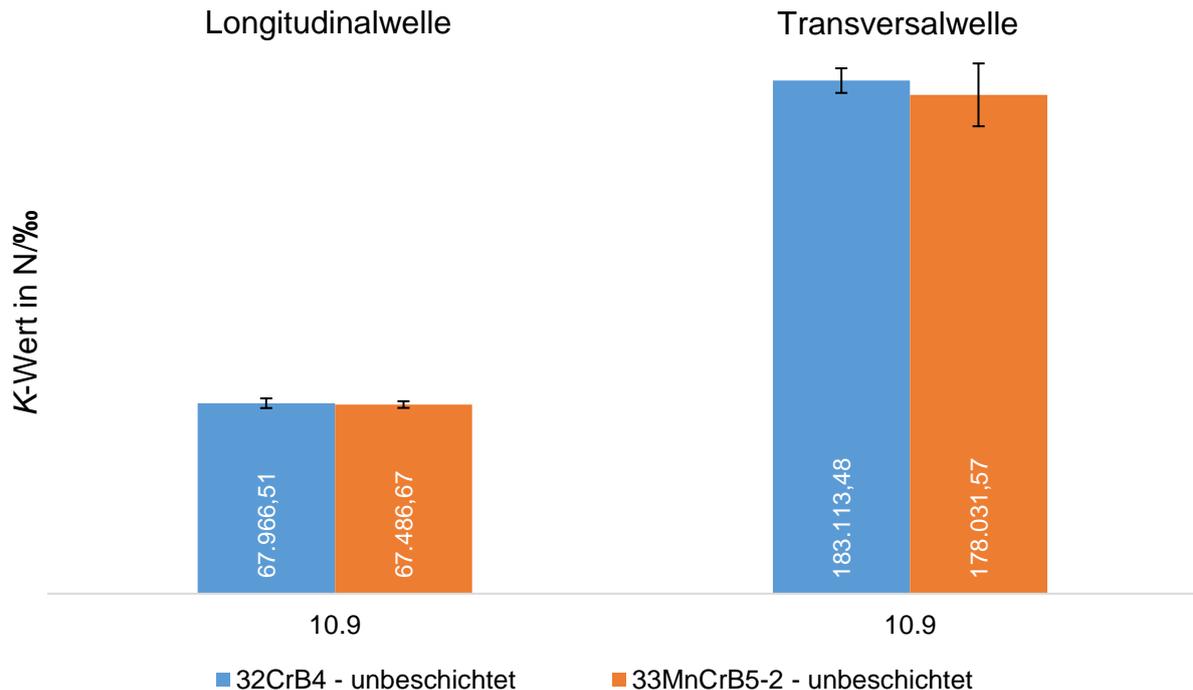


Abbildung 3-24: Akusto-elastische Materialkennwerte (K -Werte): 32CrB4 und 33MnCrB5-2, zylindrische Werkstoffproben M36

Anders als bei den zylindrischen Werkstoffproben mit Nenndurchmesser M16 und M36 wurden bei den zylindrischen Werkstoffproben mit Nenndurchmesser M48 einzelne Krafthorizonte (300 kN, 350 kN, 400 kN, 450 kN und 510 kN) angefahren und die Laufzeiten der Longitudinal und Transversalwelle bei diesen Kräften gemessen.

Hierdurch kam es bei einigen Datensätzen z. B. durch Reflexionen zu Phasensprüngen, so dass teilweise der K -Wert nur zwischen 2 oder 3 Punkten ausgewertet werden konnte. Die schlechtere Statistik spiegelt sich in der deutlich größeren Standardabweichung des K -Werts der Transversalwelle für die unbeschichtete zylindrische Werkstoffprobe mit Nenndurchmesser M48 aus 34CrNiMo6 wieder, siehe Abbildung 3-25. Trotzdem kann auch hier kein signifikanter Einfluss der variierten Parameter auf die K -Werte beobachtet werden.

Das kontinuierliche Messen bei gleichzeitiger Steigerung der Kraft erlaubt eine bessere Auswertung phasensprungbehafteter Daten, da zum einen deutlich mehr Datenpunkte vorliegen und zum anderen es sich bei den Phasensprüngen immer um ein Vielfaches der Eigenfrequenz des Ultraschallwandlers handelt, so dass die Kurven parallel zueinander verschoben sind und die Steigung dann trotzdem ausgewertet werden kann. Es wird empfohlen die K -Werte mit kontinuierlicher Kraftsteigerung zu ermitteln.

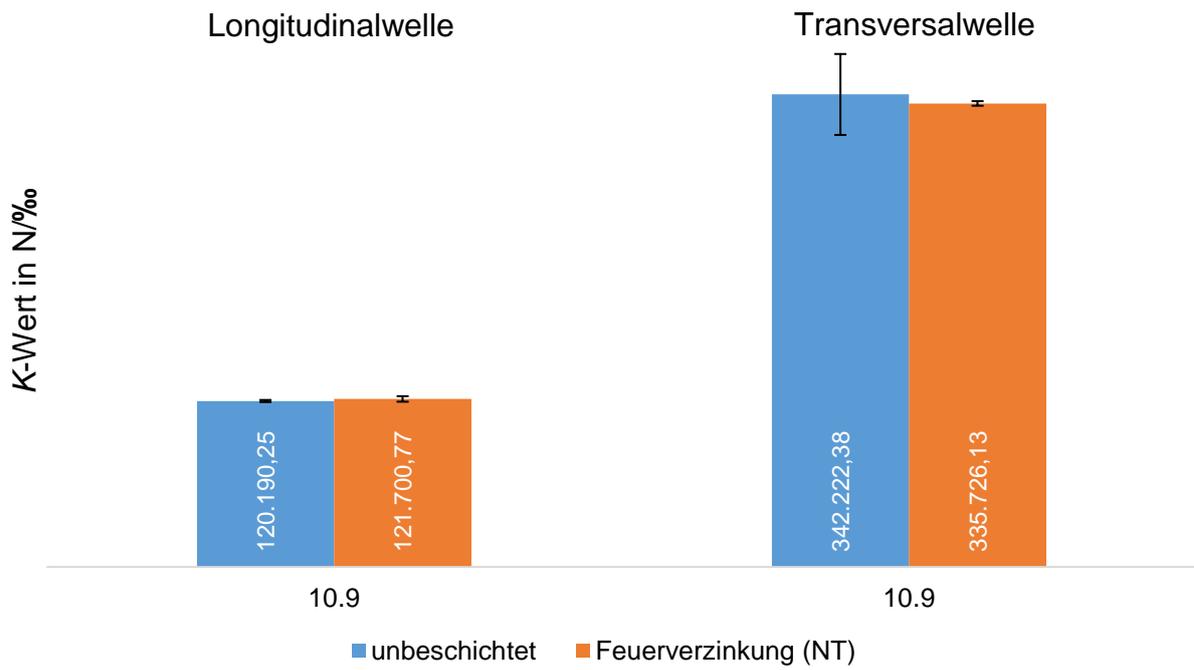


Abbildung 3-25: Akusto-elastische Materialkennwerte (K-Werte):34CrNiMo6, zylindrische Werkstoffproben M48

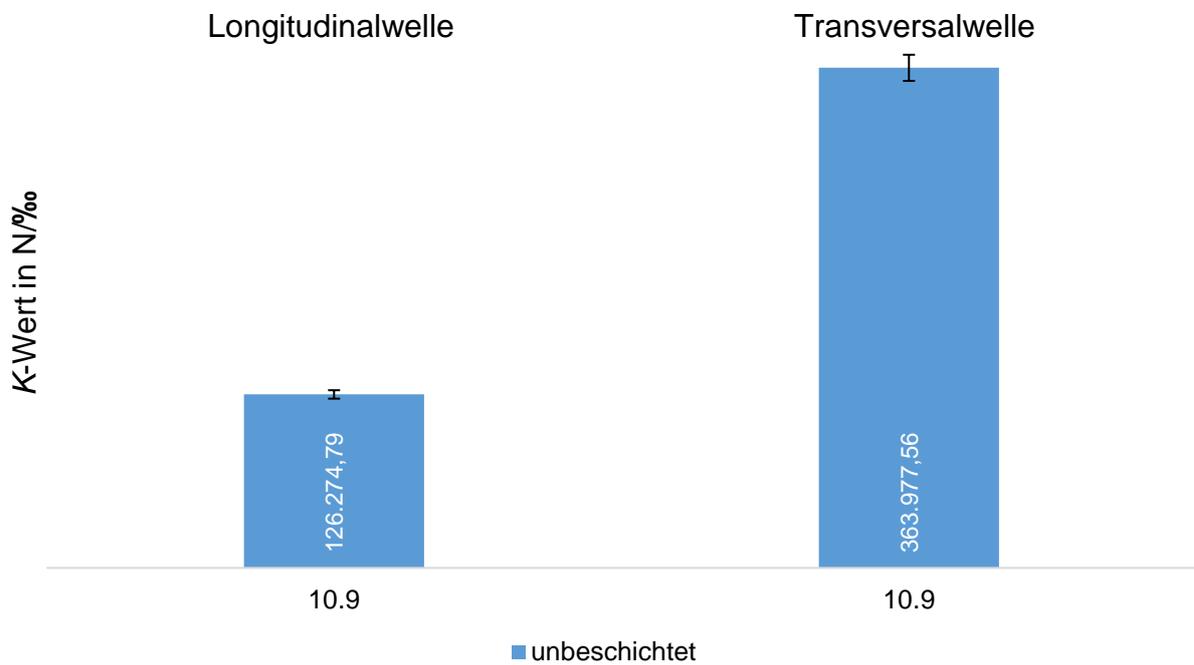


Abbildung 3-26: Akusto-elastische Materialkennwerte (K-Werte): 33MnCrB5-2, zylindrische Werkstoffproben M48

4 Methodenentwicklung: Ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung – Arbeitspaket 3

Die ultraschallbasierte Vorspannkraftbestimmung ist einerseits hinsichtlich der Zuverlässigkeit der Laufzeitmessung zu optimieren, denn wie bereits in Kapitel 2.4 erläutert, unterliegt die höchstpräzise Laufzeitmessung an geometrisch komplexen Bauteilen aktuell noch dem Problem der Mehrdeutigkeit in der Kreuzkorrelationsfunktion. Andererseits kommt durch die komplexe Geometrie der Schrauben auch ein geometriespezifischer Aspekt hinsichtlich der Materialkennwerte zu tragen. Die schraubfallspezifischen akusto-elastischen Kennwerte sind geometrieabhängig, wodurch momentan für die Berechnung der Vorspannkraft eine aufwändige Kennwertbestimmung für den jeweiligen spezifischen Schraubfall nötig ist. Die akusto-elastischen Kennwerte sind dabei nicht ausschließlich von den Geometriewerten der Schraube, sondern auch von den schraubfallspezifischen Parametern, wie beispielsweise Klemmlänge und Einschraubtiefe abhängig.

In den nachfolgenden Abschnitten werden die Lösungen, die während dieses Projektes erarbeitet wurden, für die beiden eben beschriebenen Probleme (Laufzeitmessung und Geometriekompensation) erläutert. Darüber hinaus wurde ein Wandlerprototyp designt, der in der Lage ist sowohl Longitudinalwellen als auch Transversalwellen mittels elektromagnetischen Ultraschall (EMUS) bzw. als Kombination aus elektromagnetisch und piezoelektrisch erzeugtem Ultraschall anzuregen.

4.1 Geometriekompensation

Um ein präzises und trotzdem variables Prüfverfahren zu entwickeln, müssen die geometrischen Randbedingungen für jeden Schraubfall analysiert werden und folglich in die Berechnung der Vorspannkraft mit einfließen.

Wie bereits in Kapitel 2 dargelegt, dient der K -Faktor als Berechnungsvariable der Vorspannkraft und wirkt sich sowohl direkt auf die Ein- als auch auf die Zwei-Moden-Methode aus. Im aktuellen Stand der Technik setzt sich der bekannte K -Faktor K_x^* zusammen aus einem materialspezifischen Anteil K_{Material} und einem geometriespezifischen Anteil, welcher durch einen Referenzquerschnitt A_{ref} und einen Geometriefaktor $N_{(m)x}^{\text{sim}}$ ausgedrückt werden kann.

Diese Betrachtung des K -Faktors führt zu dem Vorteil, dass auf Basis des gemessenen Anteils K_x^* die Möglichkeit besteht, für ein gegebenes Schraubenmaterial die K -Faktoren diverser Schraubfälle zu berechnen, statt individuelle K -Faktoren, für jeden denkbaren Schraubfall, zu bestimmen. Der schraubfallspezifische K -Faktor ergibt sich wie in Gleichung (4-1) gezeigt [23].

$$K_x^* = K_{\text{Material}} A_{\text{ref}} \frac{1}{N_{(m)x}^{\text{sim}}} \quad (4-1)$$

Dabei ist der Faktor K_x^* im Zugversuch ermittelbar. Aufgrund seiner Einheit $[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}]$ wird zur Umrechnung zum Materialkennwert die reale Referenzgeometrie A_{ref} der Probe benötigt [23].

Der Geometriefaktor ist eine Größe, die eine Korrektur der geometriespezifischen Einflüsse auf den K -Faktor ermöglichen soll. Der K -Faktor, welcher in der Ein-Moden-Methode zur Vorspannkraftbestimmung herangezogen wird, ist abhängig von dem Material und der Geometrie bzw. dem Schraubfall. Mittels numerischer Untersuchungen wurde die Abhängigkeit des K -Wertes von der Geometrie untersucht. Hierfür wurde die Schraubengeometrie in die folgenden modularen Bausteine aufgeteilt [23]:

- Kopfmodul
- Schaftmodul
- Gewindemodul

Die Unterteilung der Schraube, in die eben beschriebenen drei Modulbausteinen ist anhand von Abbildung 4-1 dargestellt. Neben dem geometrischen Modell einer Innensechskantschraube, Abbildung 4-1 links, ist rechts der simulierte Spannungsverlauf zu sehen.

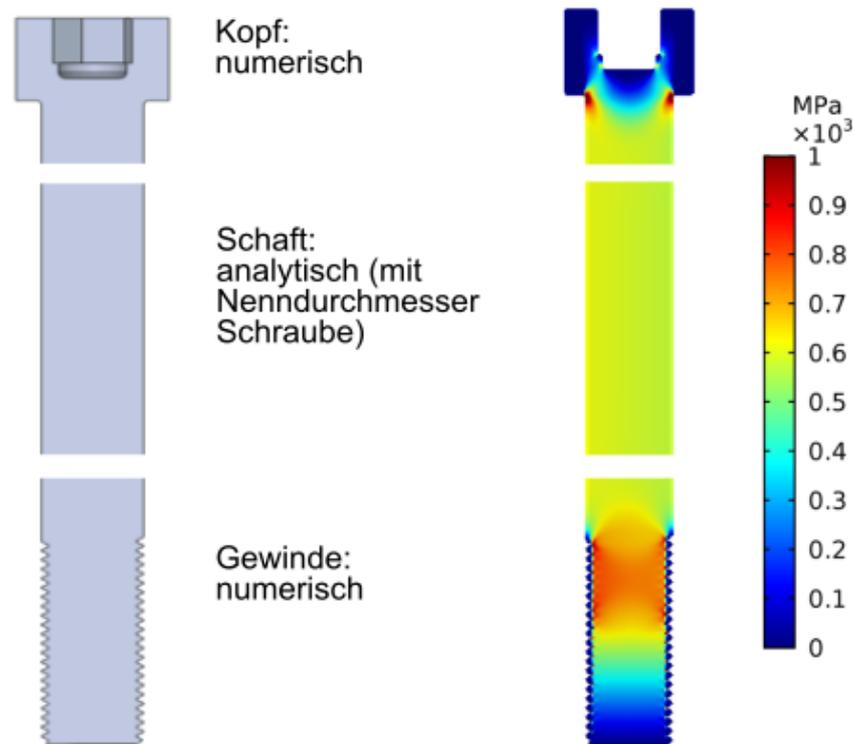


Abbildung 4-1: Zeichnung einer Innensechskantschraube (links) und exemplarischer Spannungsverlauf in Schraubenlängsrichtung für die gleiche Innensechskantschraube bei einer angelegten Schaft-Spannung von 589 MPa (rechts)

Die Untersuchungen fokussierten sich auf die geometriebedingte Änderung des Spannungsfeldes entlang der Schraubenmittellinie. Diese Änderungen des Spannungsfeldes haben eine Auswirkung auf die Schalllaufzeitänderung. Der Geometriefaktor beruht dabei auf dem Vergleich zwischen dem simulierten Spannungsverlauf entlang der Schraubenmittellinie und dem Spannungsverlauf in einem Bolzen des gleichen Materials. Die Schraubengeometrie wird modularisiert betrachtet, um möglichst viele Schraubenvarianten abzudecken.

Um die Vergleichbarkeit zwischen dem Spannungsverlauf eines Bolzens und dem einer Schraube zu gewährleisten, werden die Spannungsverläufe auf die jeweiligen Schaftspannungen normiert. Hierbei wird der Nenn Durchmesser der Schraube als Schaftdurchmesser angenommen. Im Fall eines idealen Bolzens, mit dem Nenn Durchmesser der Schraube als Durchmesser des Bolzens, ergibt sich somit ein konstanter Spannungsverlauf über den gesamten Querschnitt mit einer normierten Spannung von 1. Für Schrauben hingegen ergibt sich der in Abbildung 4-2 visualisierte Spannungsverlauf, zusätzlich sind auch die verschiedenen Modulbausteine gekennzeichnet [23].

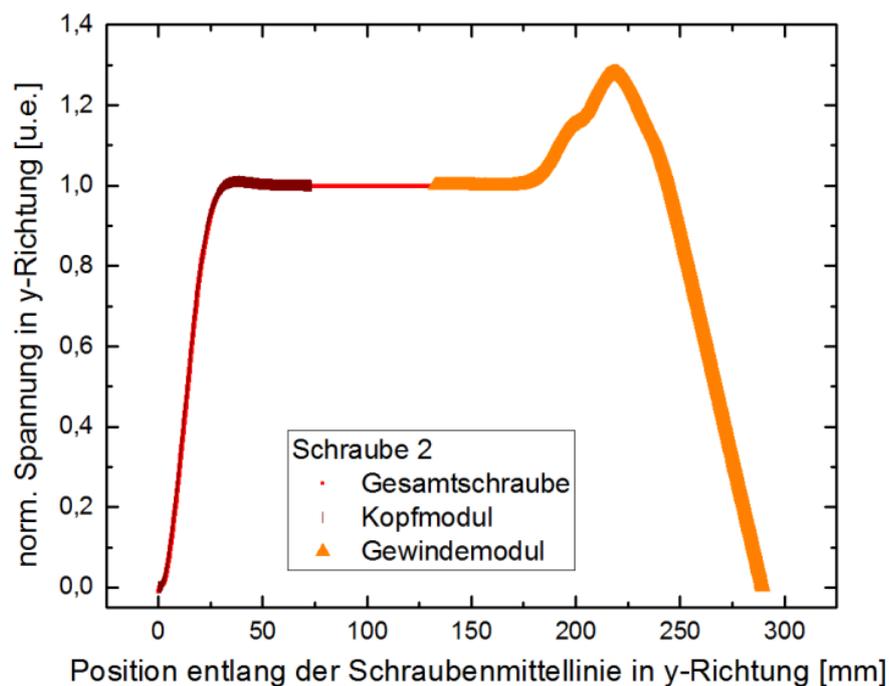


Abbildung 4-2: Auf Spannung im Schraubenschaft (589,46 MPa) normierte Spannung in y-Richtung aufgetragen gegen die Position entlang der Schraubenmittellinie [23]

Es wurden eine Vielzahl an Simulationen durchgeführt, um eine möglichst verallgemeinerte Beschreibung des Geometriefaktors zu ermöglichen. Es wurden sowohl Außensechskant- als auch Innensechskantgeometrien betrachtet. Zudem wurden verschiedene Kopfhöhen, Schraubenlängen, Gewindelängen, Durchmesser und Gewindesteigungen betrachtet. Über die Variation der Schraubenparameter hinaus wurden auch Schraubfallparameter, wie die Einschraubtiefe überprüft. Eine vollständige Auflistung der einzelnen Parameter ist der Masterarbeit von Groß [23] zu entnehmen.

Die Quantifizierung des Geometriefaktors erfolgt durch den Quotienten der Flächenintegrale beider Spannungsverläufe. Somit ergibt sich der Geometriefaktor, wie in Gleichung (4-2) gezeigt.

$$N_{(m)x}^{\text{sim}} = \frac{FI_{(m)x}}{(BL + KH)} \quad (4-2)$$

In Gleichung (4-2) steht $FI_{(m)x}$ für das Flächenintegral des Spannungsverlaufes der Schraube. Hierbei gibt der Index (m) an, dass es sich um die modularisierten Gleichungen handelt und x bezieht sich auf den spezifischen Schraubfall. Im Divisor steht BL für die Bauteillänge und KH für die Kopfhöhe, somit ergibt der Summand von BL und KH die Gesamtlänge der Schraube. Aufgrund der Normierung der Spannungsverläufe auf die Schaftspannung spiegelt der Divisor in Gleichung (4-2) also das Flächenintegral des Spannungsverlaufes eines Bolzens wieder. Da die beiden Spannungsverläufe normiert sind, ist die Einheit der Flächenintegrale in mm. Das Flächenintegral des Bolzens lässt sich somit durch die Bolzen- bzw. Schraubenlänge wiedergeben. Für die Berechnung des Flächenintegrals der Schraube hingegen bedarf es genauerer Betrachtung der unterschiedlichen Modulbausteine.

Allgemein gilt, dass für eine beliebige Schraube x das Gesamtflächenintegral $FI_{(m)x}$ nach folgender Gleichung (4-3) berechnet werden kann [23]:

$$FI_{(m)x} = FI^{\text{AS/IS}} + FI^{\text{GW, konst}} + [(BL + KH) - (L^{\text{AS/IS, konst}} + L^{\text{GW, konst}})] \quad (4-3)$$

In Gleichung (4-3) ist der modulare Aufbau der Schraube wiederzuerkennen, denn $FI^{\text{AS/IS}}$ gibt das Flächenintegral für den Außensechskant (AS)- bzw. den Innensechskantkopf (IS) an.

$FI^{GW,konst}$ beschreibt das Flächenintegral des entsprechenden Gewindemoduls (GW). Das Flächenintegral des resultierenden Schaftes ergibt sich aus der Gesamtlänge der Schraube abzüglich der Modullängen $L^{AS}/IS,konst$ (Kopfmodul), $L^{GW,konst}$ (Gewindemodul). Eine ausführliche Angabe der Berechnungsformeln für diverse Parameterkonfigurationen kann der Masterarbeit von Groß [23] entnommen werden.

Beispielhaft soll im Folgenden die Vorgehensweise, auf Basis der verallgemeinerten Gleichungen, für Außensechskantschrauben dargelegt werden.

Das Flächenintegral $FI_{(m)x}$ untergliedert sich, wie bereits beschrieben, in die drei modularen Bausteine :

1. Kopfmodul FI^{AS}
2. Schaftmodul FI^{Schaft}
3. Gewindemodul $FI^{GW,konst}$

Kopfmodul:

Das Kopfmodul, für Außensechskantschrauben, kann entsprechend der Gleichung (4-4) berechnet werden.

$$FI^{AS} = -0,07312 * \left(\frac{D^2}{KH}\right) - 0,2956 * \left(\frac{D}{KH}\right) + 2,02718 * D - 0,55746 \quad (4-4)$$

In Gleichung (4-4) gibt D den Durchmesser und KH die Kopfhöhe an. Alle Vorfaktoren wurden numerisch ermittelt.

Schaftmodul:

Das Schaftmodul ergibt sich als Differenz aus der Schraubengesamtlänge und den Integrationslängen des Kopf- und Gewindemoduls.

Die Integrationslänge des Kopfmoduls, für die Außensechskantgeometrie, berechnet sich hier nach Gleichung (4-5):

$$L^{AS,konst} = -0,23841 * \left(\frac{D^2}{KH}\right) - 0,30598 * \left(\frac{D}{KH}\right) + 2,85106 * D + 0,52202 \quad (4-5)$$

Die Integrationslänge des Gewindemoduls ergibt sich als Addition aus der Gewindelänge GL und dem Durchmesser D , wie in Gleichung (4-6) dargestellt.

$$L^{GW,konst} = GL + D \quad (4-6)$$

Somit ergibt sich das Schaftmodul FI^{Schaft} , wie in Gleichung (4-7) dargestellt:

$$FI^{Schaft} = BL + KH - L^{AS,konst} - L^{GW,konst} \quad (4-7)$$

Dabei ergibt die Addition der Bauteillänge BL und der Kopfhöhe KH die Schraubengesamtlänge.

Gewindemodul:

Das Gewindemodul berechnet sich anhand der nachstehenden Gleichung (4-8):

$$FI^{GW,konst} = -0,47 * \left(\frac{A}{A_3}\right) * ET + 1,115 * \left(\frac{D}{D_3}\right) * GL + D \quad (4-8)$$

Hierbei steht A für den Schaftquerschnitt und A_3 für den Kernquerschnitt. Der Parameter ET gibt die Einschraubtiefe an. D_3 wird wie (4-9) berechnet, dabei steht P für die Gewindesteigung:

$$D_3 = D - 1,22687 * P \quad (4-9)$$

Neben den einzelnen Flächenintegralen muss des Weiteren auch die Mindestschraubenlänge $BL_{GL,D,P}^{AS,min}$ überprüft werden. Die Mindestschraubenlänge muss erfüllt werden, damit die Gültigkeit der Formeln garantiert werden kann. Die Mindestschraubenlänge berechnet sich nach Gleichung (4-10).

$$BL_{GL,D,P}^{AS,min} = L_{GL,D}^{GW,konst} + (L_{KH,D}^{AS,konst} - KH) \quad (4-10)$$

In Gleichung (4-10) bezieht sich AS auf die Kopfgeometrie (Außensechskant). GL steht für die Gewindelänge, D für den Schraubendurchmesser und P für die Gewindesteigung. Der untere Index gibt an, von welchem Parametern die Kenngröße abhängig ist. Der obere Index bezeichnet das jeweilige Modul.

Somit sind die grundlegenden Schritte zur Berechnung des Geometriefaktors beschrieben. Die eben beschriebenen Gleichungen berücksichtigen im Wesentlichen Schraubfälle ohne Überstände (Sacklochverschraubungen) und idealisiert angenommene Geometrieparameter, beispielsweise wird das Gewinde durchgehend als tragend approximiert. Um die modularisierte Formulierung der Gleichungen auf reale Schraubfälle zu adaptieren, müssen die geometrischen und schraubfallspezifischen Parameter angepasst werden. Eine Anpassung erfolgt hierbei für das Gewindemodul hinsichtlich dem zusätzlichen Parameter des Gewindeauslaufs und des Überstandes.

Anpassung der Gewindelänge:

Bei Sacklochverschraubungen gilt, dass der Gewindeauslauf keinen tragenden Anteil aufweist. Dadurch muss dieser von der Gewindelänge abgezogen werden. Folglich muss für Sacklochverbindungen auch die Einschraubtiefe entsprechend um die Länge des Gewindeauslaufes gekürzt werden.

Bei Schraubverbindungen mit Muttern, die zusätzlich einen Überstand aufweisen, der größer als die Fase am Ende der Gewindekuppe ist, gilt es dieses freie Gewinde, in den obigen Gleichungen anstatt der Fase am Ende der Gewindekuppe von der Gewindelänge zu subtrahieren. Nach der Anpassung der Gewindelänge, kann diese in die beschriebenen Gleichungen für den Geometriefaktor als Parameter eingesetzt werden. Durch diese Betrachtungen wird gewährleistet, dass der Spannungsverlauf in der jeweiligen Verbindung nicht überschätzt wird.

Neben der Geometriekompensation durch den Geometriefaktor $N_{(m)x}^{sim}$ ist die korrekte Betrachtung der Referenzquerschnittsfläche A_{ref} von höchster Priorität. Die Referenzquerschnittsfläche A_{ref} des jeweiligen Schraubfalls lässt sich in Anlehnung zu den Nachgiebigkeitsberechnung der VDI 2230 [24] durchführen. Die nachstehende Gleichung (4-11) fasst die Berechnung des Referenzquerschnitts zusammen. Hierbei gibt $L_{Wirkung}$ die Länge an, die relevant für die Referenzquerschnittsflächenberechnung ist. SL gibt die Schaftlänge an.

$$A_{ref} = \frac{(GewindeunterLast + V * D) A_3 + (SL + D) A}{L_{Wirkung}} \quad (4-11)$$

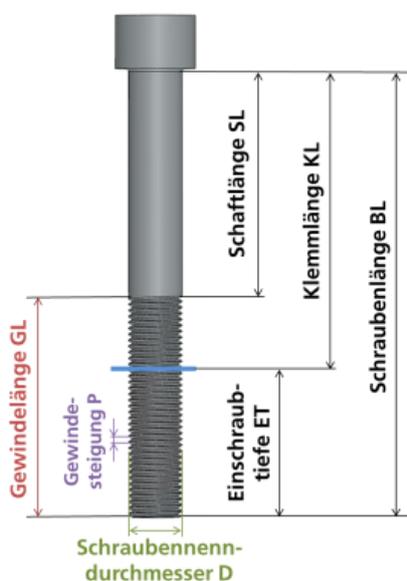
Die Berechnung von $L_{Wirkung}$ ist Gleichung (4-12) zu entnehmen. Hierbei gibt KL die Klemmlänge an, der Faktor $0,5D$ beschreibt die Wirkungslänge des Schraubenkopfes. Der Anteil $V * D$ be-

schreibt den Wirkungsanteil des Gewindes, wobei V für einen Vorfaktor (dieser gilt auch für Gleichung (4-11)) steht. Für Durchsteckverbindungen gilt, dass $V = 0,4$ und für Sacklochverschraubungen $V = 0,33$ ist.

$$L_{\text{Wirkung}} = KL + 0,5D + V * D \tag{4-12}$$

Der Parameter *GewindeunterLast* in Gleichung (4-11) gibt den Anteil des nicht eingeschraubten Gewindes, das unter Last steht an. Das eingeschraubte Gewinde wird mit $V * D$ beschrieben. Die Flächenanteile des Kopfs und des Schafts werden mit der Schaftquerschnittsfläche A multipliziert. Die Flächenanteile des Gewindes werden mit der Kernquerschnittsfläche A_3 berechnet. Eine ausführliche Beispielrechnung zur Geometriekompensation wird in Kapitel 5 detailliert, für einen diesem Projekt untersuchten Schraubfall, durchgeführt. Die Abbildung 4-3 stellt schematisch den Ablauf zur Berechnung des Geometriefaktors dar.

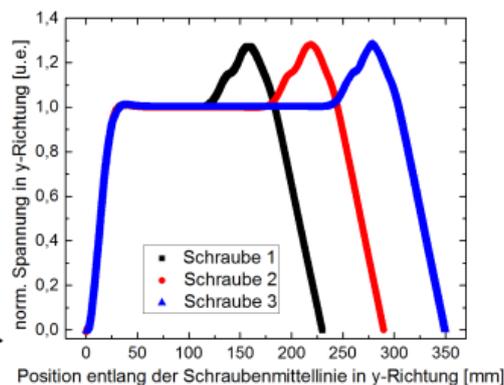
1. Bestimmung der Geometrieparameter und Schraubfallparameter



Anpassung der ermittelten Parameter



2. Berechnung des Flächenintegrals



Geometriefaktor



Abbildung 4-3: Schematischer Ablauf der Berechnung des Geometriefaktors

4.2 Optimierung der Laufzeitmessung mittels Machine Learning

Wie bereits in Kapitel 2.4 beschrieben, gibt es unterschiedliche Techniken, die zur Laufzeitmessung von Ultraschallsignalen genutzt werden können. Als vielversprechendes Verfahren hat sich die kreuzkorrelationsbasierte Laufzeitmessung gezeigt, da diese die gesamte Pulsform des Ultraschallechos zur Laufzeitmessung verwendet. Nachteilig bei diesem Verfahren sind auftretende Phasenshifts. Diese Phasenshifts führen zu einer Verschiebung der berechneten Laufzeit. Zustande kommen diese Phasensprünge durch Modenkonversion, Streuung und Interferenzen der Ultraschallwellen. Dies spiegelt sich in der Kreuzkorrelationsfunktion wieder, indem die Nebenmaxima der Funktion eine höhere Amplitude erreichen als das wahre Hauptmaximum. Dadurch verschiebt sich der Auswertepunkt der Laufzeitberechnung auf ein Nebenmaximum der Kreuzkorrelationsfunktion. Der Betrag des Laufzeitshifts ist dabei direkt abhängig von der verwendeten Frequenz des Ultraschallwandlers. In Abbildung 4-4 ist ein solcher Phasenshift exemplarisch dargestellt. Die beiden dargestellten Kreuzkorrelationen (rot und blau) wurden dabei aus Ultraschallrohdaten an dem identischen Schraubfall berechnet.

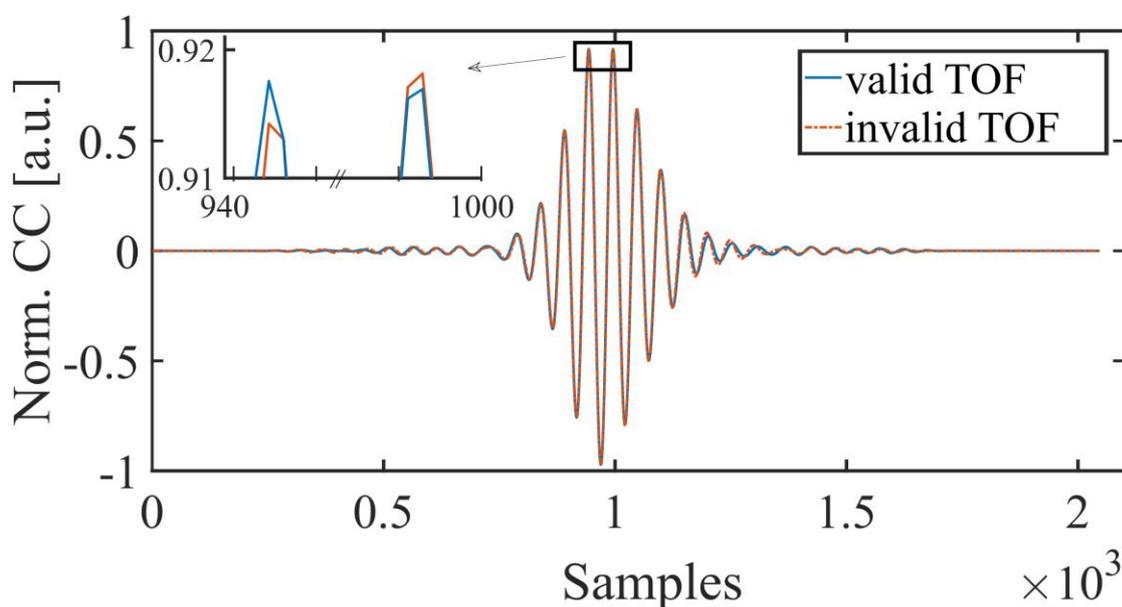


Abbildung 4-4: Beispiel eines Phasenshifts in der Kreuzkorrelationsfunktion [25]

Die Laufzeitmessung auf Basis der Kreuzkorrelationsmethode unterliegt somit einer gewissen Unzuverlässigkeit.

Die Kreuzkorrelationen sollen, bevor diese zur Berechnung der Laufzeit genutzt werden, klassifiziert werden. Die Klassifikation besteht darin, dass die berechneten Kreuzkorrelationen in valide und invalide Messungen gegliedert werden. Hierdurch wird ermöglicht, dass fehlerbehaftete Messungen (mit Phasensprung) noch vor der Laufzeitberechnung aussortiert werden [9, 25].

Hierzu werden verschiedene Machine Learning Verfahren auf ihre Tauglichkeit diese Klassifikationsaufgabe zu lösen, untersucht. Generell folgt die Erstellung eines auf Machine Learning Algorithmen basierten Modells den folgenden Schritten, sofern es sich um Klassifikationsproblem handelt.

1. Auswahl der Daten
2. Auswahl des Preprocessings
3. Auswahl des Klassifikators
4. Evaluation des Modells

Es gilt die nachfolgenden Randbedingungen in der Datenaufnahme zu berücksichtigen:

- Bauteilgesamtlänge
- Schaftlänge

- Gewindelänge
- Ultraschallwandler
- Vorspannkraft
- Klemmlänge
- Wellenart

Die aufgelisteten Randbedingungen wurden im Zuge der Datenaufnahme variiert. Hierdurch sollte sichergestellt werden, dass das Modell bzw. das Vorgehen für unterschiedliche Schraubfallkonfigurationen funktioniert.

Die Messungen wurden an M24 Schrauben durchgeführt, da für diese ein eigens angefertigter Prüfstand zur Verfügung steht, der neben der Laufzeitmessung auch eine simultane Vorspannkraftmessung mittels einer Kraftmessdose ermöglicht. Es wurden vier verschiedene Bauteillängen und vier verschiedene Gewindelängen sowie zwei Schaftlängen untersucht. Als Kopfgeometrie wurde ein Außensechskant gewählt. Zusätzlich wurden insgesamt Daten von drei Longitudinalwellenwandlern und zwei Transversalwellenwandlern ausgewertet. Die Mittenfrequenz aller Wandler liegt bei 5 MHz. Es wurden bis zu drei unterschiedliche Klemmlänge je Schraubenlänge untersucht. Zudem wurden mindestens 6 Kraftstufen je Schraubfall untersucht [9].

Bevor die Ergebnisse erläutert werden, soll darauf hingewiesen werden, dass es kein universelles Modell gibt. Vielmehr muss der zu prüfende Schraubfall und die Datenbasis, die zur Verfügung steht betrachtet werden, um anschließend ein geeignetes Modell zu wählen.

Die Eingangsdaten für die Modelle bilden 256 Datenpunkte, die um das Maximum der Kreuzkorrelationsfunktion ausgeschnitten werden. Dieser Wert wurde empirisch festgestellt. Eine Reduktion der Eingangsdaten auf 256 Features ist sinnvoll, da als Klassifikator ein Nearest Neighbor Algorithmus eingesetzt wurde, welcher die Klassifikation anhand eines Distanzmaßes, wie der euklidischen Distanz, durchführt. Eine Klassifikation auf Basis einer Distanzfunktion ist für den Anwender nachvollziehbar, allerdings unterliegt diese dem Curse of Dimensionality. Vereinfacht ausgedrückt beschreibt der Curse of Dimensionality den Sachverhalt, dass Distanzfunktionen in hochdimensionalen Räumen keine Aussagekraft bezüglich einer Klassifikation besitzen. Aus diesem Grund ist es zielführend, die hochdimensionalen Daten der Kreuzkorrelationsfunktion, die je nach Schraubfall mehrere tausend Datenpunkte umfassen können, zu reduzieren.

Bei der Modellbildung hat sich gezeigt, dass das erforderliche Preprocessing von der Datenkomplexität abhängig ist. Hierbei ist als Datenkomplexität die Variation in den Daten zu verstehen. Im Allgemeinen gilt, je mehr unbekannte Variationen in den Testdaten vorhanden sind, desto aufwändiger wird das Preprocessing der Daten um ein möglichst generalisiertes Modell zu erhalten. Variationen in den vorliegenden Daten sind beispielsweise andere Schraubenlängen, Klemmlängen oder Kraftstufen. Während der Modellbildung wurde eine Vielzahl von verschiedenen Trainings- und Testdatensets mit steigender Datenkomplexität betrachtet. Im Folgenden soll deshalb beispielhaft ein Modell für die Longitudinalwelle und ein Modell für die Transversalwelle beschrieben werden. Detaillierte Ergebnisse, Modellbildungen und Rechnungen können der Masterarbeit von Herter [9] entnommen werden, die im Rahmen des Projekts durchgeführt wurde.

Sowohl für die Transversalwelle als auch für die Longitudinalwelle sollen die Modelle beschrieben werden, für welche eine möglichst große Generalisierung erreicht wurde. Es konnte gezeigt werden, dass Machine Learning Modelle in der Lage sind Daten von unbekanntem Sensoren, Schraubenlängen, Gewindelängen und Kraftstufen zu klassifizieren. Unter unbekannt ist in diesem Fall zu verstehen, dass keine ähnlichen Daten im Trainingsdatenset vorhanden waren. Es ist darauf hinzuweisen, dass die Daten für die nachfolgenden Modelle an Schrauben aufgenommen wurden, deren Schraubenende zuvor plan bearbeitet wurde [9].

Longitudinalwelle:

Nachfolgend wird das Modell der Longitudinalwelle beschrieben. Zu Beginn wird die Zusammensetzung der Trainingsdaten gezeigt. Die folgende Tabelle 4-1 fasst die variierten Parameter in den Trainingsdaten zusammen:

Tabelle 4-1: Variationen in den Daten der Longitudinalwelle [9]

Parameter	Schraube 175 mm	Schraube 245 mm
Sensor SD0395	JA	JA
Sensor SMP212	JA	JA
Klemmlänge in mm	126,3 \ 119 \ 102,3	196,3 \ 189 \ 172,3
Kraftbereich in kN	0-100	0-100

Insgesamt wurden für die in Tabelle 4-1 dargestellten Variationen 7210 Messungen aufgenommen, die als Trainingsdatensets dienen. Die Daten wurden dabei abhängig vom verwendeten Wandler in zwei Trainingsdatensets unterteilt. Dadurch ist sichergestellt, dass ein Modell gefunden wird, das in der Lage ist, Daten von anderen Sensoren vorherzusagen. Für das Trainingsdatenset des Sensors SD0395 ergeben sich 3600 und für das Trainingsdatenset des Sensors SMP212 ergeben sich 3610 Daten. Während der Modellbildung hat sich schon früh gezeigt, dass die Vorhersage von Daten eines anderen (unbekannten) Sensors die größte Herausforderung an die Modelle stellt. Vermutlich liegt dies an dem Umstand, dass die Sensoren maßgeblich die Ausbildung des Schallfeldes und somit auch die Entstehung der Mehrdeutigkeiten beeinflussen. Zudem werden die Form und damit auch die Features der Kreuzkorrelationsfunktion von dem Ultraschallwandler beeinflusst. Um die Anwendbarkeit der Modelle vom Labor auf die Praxis zu übertragen, ist es unverzichtbar, dass die Modelle in der Lage sind, auch Daten von weiteren Ultraschallwandlern zu klassifizieren. Ansonsten müsste für jeden Wandler aufwändig ein Machine Learning Modell erstellt werden.

Aus diesem Grund wurden in einem ersten Schritt die Trainingsdaten des einen Sensors als Testdaten und die des anderen Sensors als Trainingsdaten verwendet. Dadurch ist sichergestellt, bzw. kann somit gezeigt werden, dass Modelle in der Lage sind Daten von weiteren Sensoren vorherzusagen. Da die Modellbildung iterativ abläuft, indem unterschiedliche Preprocessing-Strategien getestet werden, soll hier nur die bestmögliche Strategie präsentiert werden. Detaillierte Ergebnisse können [9] entnommen werden.

Es hat sich gezeigt, dass es sinnvoll ist die Daten nach ihrer Länge hierarchisch in die Datenvorverarbeitung zu geben. Für den vorliegenden Fall bedeutet dies, dass die besten Resultate erzielt werden, wenn die Daten der kürzeren (175 mm) Schraube separat von den Daten der längeren Schraube (245 mm) verarbeitet werden. Dabei soll das Preprocessing identisch für beide Längen sein, damit eine allgemeine Anwendbarkeit gegeben ist. Neben der hierarchischen Unterteilung der Daten hat sich gezeigt, dass das Hinzufügen der Länge und der Klemmlänge für den jeweiligen Schraubfall zu Verbesserung der Ergebnisse führt. Die erzielten Genauigkeiten sind Abbildung 4-5 dargestellt, hierbei gibt eine Genauigkeit von 1 an, dass 100% der Daten korrekt klassifiziert wurden.

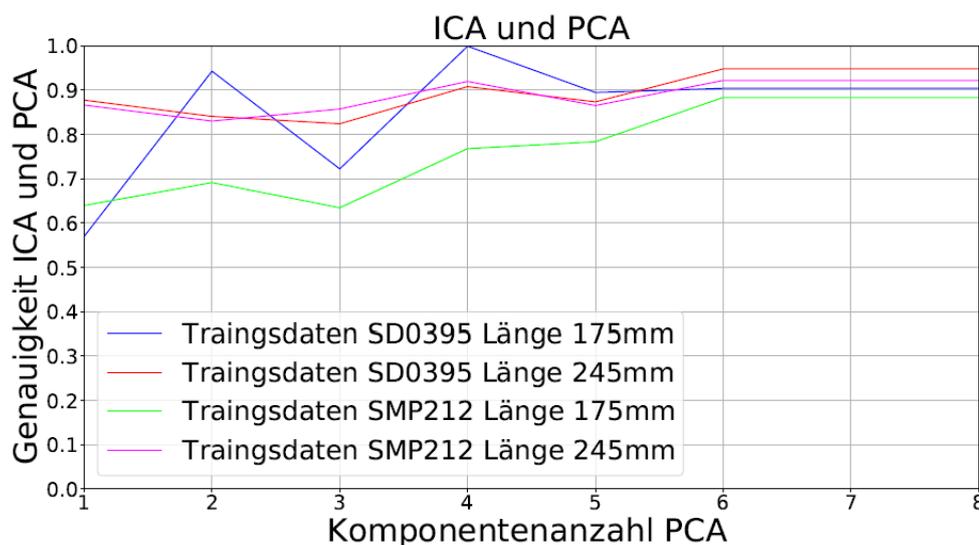


Abbildung 4-5: Genauigkeiten des KNN Klassifikators für verschiedene Trainings- und Testdatenkonfigurationen [9].

Wie der Abbildung 4-5 zu entnehmen ist, ist eine Kombination aus der Independent Component Analysis (ICA) und der Principal Component Analysis (PCA) zielführend. Anhand der gezeigten Trainingsdaten ergeben sich umgekehrt, wie zuvor beschrieben, auch die jeweiligen Testdaten. Die Testdaten sind jeweils die Daten des anderen Sensors, beispielsweise sind die Testdaten für die Trainingsdaten des Sensors SD0395 175 mm die Trainingsdaten des Sensors SMP212 175 mm und vice versa. In diesem Preprocessing werden die Daten also nach ihrer Schraublänge separiert. Zudem werden den 256 Input Features die Länge der Schraube und die Klemmlänge als Zusatzfeatures hinzugegeben. Hierbei ist besonders, dass die Zusatzfeatures (Länge, Klemmlänge) nach dem ersten Preprocessing Step erneut hinzugegeben werden. Der erste Preprocessing Schritt ist eine ICA, welche die 258 Inputfeatures auf 6 Independent Components reduziert. Anschließend werden diesen 6 Independent Components erneut die beiden Zusatzfeatures hinzugefügt und es wird eine PCA durchgeführt. Die Abbildung 4-5 fasst die so erhaltenen Ergebnisse in Abhängigkeit der Principal Components zusammen. Es lässt sich erkennen, dass bei 6 Principal Components die Präzision für alle Trainings-Testdaten Kombinationen im Durchschnitt am höchsten ist. Eine Steigerung der Anzahl an Principal Components führt zu keiner weiteren Verbesserung [9].

Als nächstes gilt es, dieses Modell anhand von weiteren Testdaten zu evaluieren. Als Trainingsdaten werden die 7210 Daten der beiden Sensoren SD0395 und SMP212 verwendet. Als Testdaten werden weitere Daten an unterschiedlichen Schraubenfällen aufgenommen, die Tabelle 4-2 gibt die Parametervariationen des Testdatensets an. Anzumerken ist hier, dass es sich bei den beiden Schrauben der Längen 175 mm und 245 mm um andere Schrauben handelt, diese sind also nicht identisch mit den Schrauben aus dem Trainingsdatenset. Hierdurch ist es möglich auch Toleranzeinflüsse unter den Schrauben zu beurteilen.

Tabelle 4-2: Parametervariation des Testdatensets [9].

Schrauben	Sensoren	Klemmlängen in mm	Kraftstufen in kN
Schraube 175 mm	SMP212, SD0395	126,3	0, 20, 40, 60, 80, 100
Schraube 245 mm	SMP212, SD0395	196,3	0, 10, 30, 50, 70, 90, 150
Schraube 223 mm	SMP212, SD0395	189	0, 20, 40, 60, 80, 100
Schraube 153 mm	SMP212, SD0395	119	0, 20, 40, 60, 80, 100

Wie bereits beschrieben werden die Daten abhängig von ihrer Schraublänge verarbeitet. Die Testdaten beinhalten weitere Schraubenslängen (223 mm und 153 mm), welche nicht in den Trainingsdaten vorhanden sind. Diese Daten werden einfach ihrer nächstliegenden Länge zugeordnet, beispielsweise werden die Daten der Länge 223 mm den Trainingsdaten der Länge 245 mm zugeordnet. Somit ergeben sich zwei Einteilungen in der Hierarchie, einmal werden die Daten den Trainingsdaten der Länge (175 mm) und einmal den Trainingsdaten der Länge (245 mm) zugeordnet.

Für die Testdaten der 153 mm und 175 mm langen Schrauben (2400 Testdaten) ergibt sich eine Klassifikationsgenauigkeit von 99,96 %.

Für die Testdaten der 223 mm und der 245 mm langen Schraube hat sich gezeigt, dass die Messungen, mit Ausnahme der Daten des Sensors SD0395 an der 223 mm langen Schraube, zu 100 % klassifiziert werden können. Bei den Daten des Sensors SD0395 an der 223 mm langen Schraube wurden die mit Phasensprung behafteten Messungen nicht detektiert. Es konnte aber gezeigt werden, dass durch Hinzufügen von weiteren Daten an ebendieser Schraube zu den Trainingsdaten, die Vorhersage auf 100% verbessert werden kann. Somit werden nach Hinzufügen von weiteren Trainingsdaten auch die Daten der 223 mm und 245 mm langen Schrauben präzise (100%) vorhergesagt. An diesem Beispiel wird auch deutlich, dass die Generalisierung nicht formalisiert beschrieben werden kann, dennoch kann die Regel abgeleitet werden, dass bei nicht zufrieden stellender Klassifikationsgenauigkeit eine Erweiterung des Trainingsdatensets zu besseren Ergebnissen führt [9].

Transversalwelle:

Auch für die Daten der Transversalwelle wurden verschiedene Parameterkonfigurationen in den Trainings- und Testdatensets untersucht. Ähnlich wie bei den Daten Longitudinalwelle wurden auch bei der Transversalwelle Daten eines weiteren Sensors sowie unterschiedliche Schraubenlängen und Kraftniveaus untersucht. Auch für die Daten der Transversalwelle wurden hohe Genauigkeitswerte von ca. 95 % erreicht. Eine ausführliche Betrachtung der verschiedenen Trainings- und Testdatenkonfigurationen ist der [9] zu entnehmen.

Auch die Vorgehensweise bei der Modellbildung ist nahezu analog zu dem der Longitudinalwelle. Für die Transversalwelle werden die Daten, wie bei der Longitudinalwelle hierarchisch verarbeitet. Auch die Kombinationen aus ICA und PCA erzielte bei den Daten der Transversalwelle die präzisesten Ergebnisse. Das Preprocessing weicht nur geringfügig von dem der Longitudinalwelle ab, denn nach der Transformation der 258 Input Features auf 6 Independent Components, genügt es eine PCA auf 2 Komponenten durchzuführen, ohne dass zuvor nochmal die Zusatzfeatures (Klemmlänge und Länge) hinzugefügt werden.

Zusammenfassung der Modellbildung:

In Abbildung 4-6 wird die Vorgehensweise, sowie das Preprocessing beschrieben. Hierbei soll nochmals darauf hingewiesen werden, dass es kein allgemeingültiges Modell gibt und dass für jeden Schraubfall vorher zu überprüfen ist, ob das Machine Learning Modell in der Lage ist die Kreuzkorrelationen zu klassifizieren.

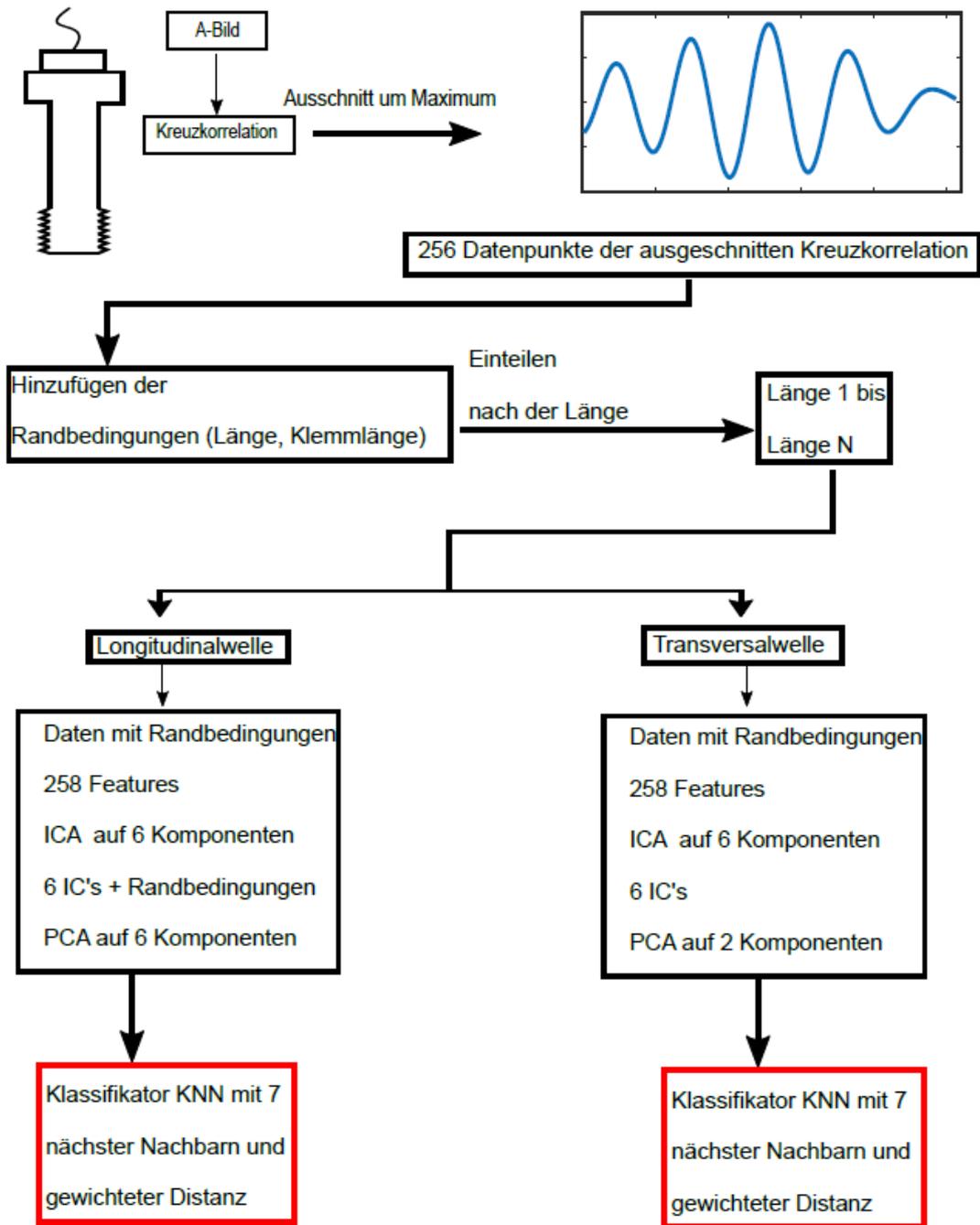


Abbildung 4-6 : Exemplarischer Ablauf Datenverarbeitung für M24 Schrauben [9]

4.3 Optimierung der Laufzeitmessung mittels Coded Excitation

Ultraschallmessungen wurden unter Verwendung eines in Abbildung 4-7 gezeigten modifizierten Testsystems durchgeführt. Alle in den Abschnitten 4.3.4.1- 4.3.4.4 genannten Messungen wurden mit einer Stahlreferenz mit einer Dicke von 60 mm durchgeführt. Die Validierungsmessungen in Abschnitt 4.3.4.5 wurden an Stahlproben mit einer Dicke von 30 mm und 15 mm durchgeführt. Die Ultraschallmessungen wurden mit einem piezoelektrischen Wandler (1506.301, Karl Deutsch, Wuppertal, Deutschland) mit einer Mittenfrequenz von 4 MHz und einer Bandbreite von 6 dB zwischen 2,5 MHz und 5,5 MHz durchgeführt. Die elektronischen Komponenten wie Sender-, Empfänger- und Steuerplatine wurden am IzfP speziell angefertigt und derzeit in Ultraschallprüfsystemen eingesetzt. Die AD- und DA-Konvertierungen erfolgen mit einer Taktrate von 122,88 MHz. Die Hardware kann Signale bis zu 20 MHz übertragen und der Empfänger bietet eine 3-dB-Bandbreite zwischen 800 kHz und 11 MHz [26].

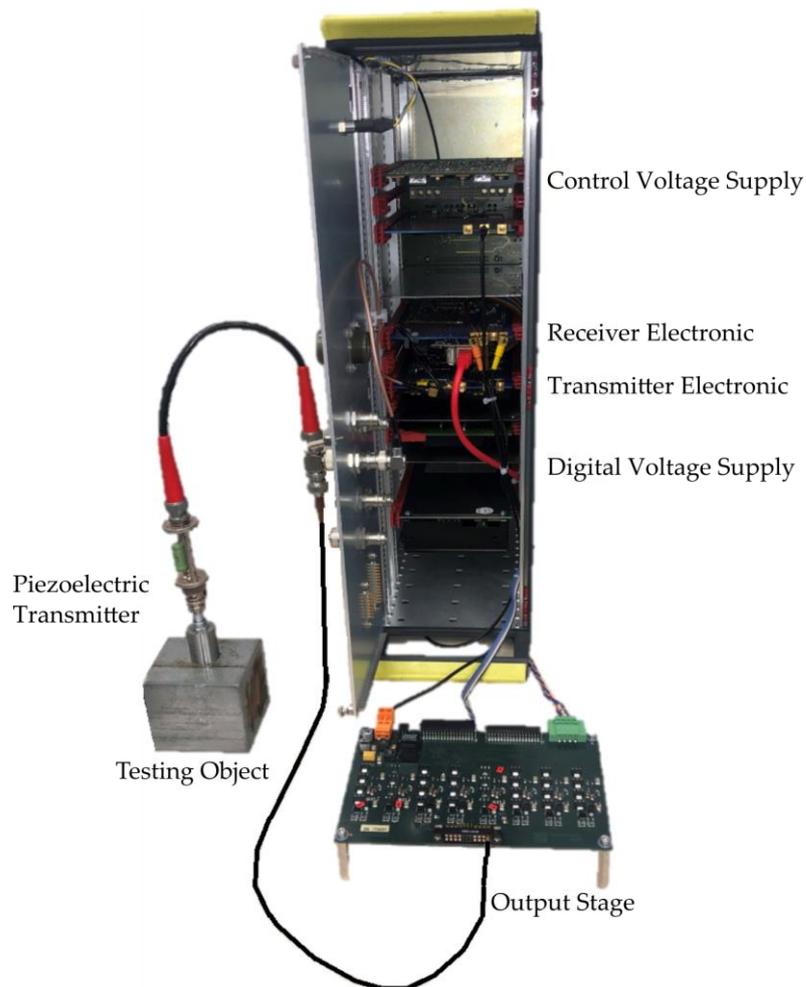


Abbildung 4-7: Testsystem Überblick [26]

4.3.1 Kreuzkorrelationsbasierte Ultraschallsignalverarbeitung

Die auf Kreuzkorrelation basierende Laufzeit basiert auf der relativen Verschiebung zweier Rückwände (Abbildung 4-8, 1a), die anhand ihrer normierten Kreuzkorrelationsfunktion (Abbildung 4-8, 1b) berechnet wurden [27]. Die Laufzeit wird berechnet, indem die relative Verschiebung der Echos innerhalb der Fenster und der Abstand zwischen den Fenstern addiert werden [26].

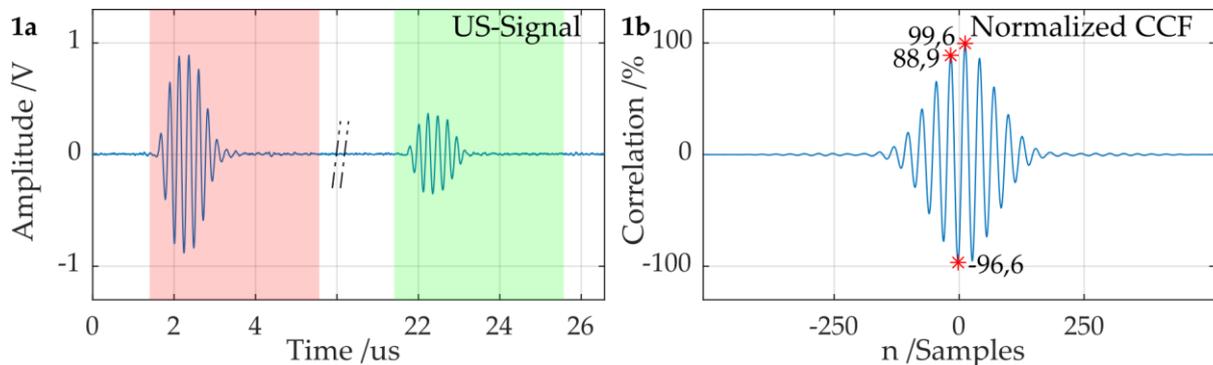


Abbildung 4-8: (1a) Messung der ersten beiden Echos einer Ultraschallwelle in 60 mm Stahl, bei Sinuswellen-anregung eines piezoelektrischen Ultraschallwandlers und (1b) Kreuzkorrelationsfunktion (CCF) der Fenster [26]

Je nach Anwendung wird zur Berechnung der relativen Verschiebung, basierend auf der CCF, entweder das absolute Maximum oder das positive Maximum verwendet. Bei Stimulation des Wandlers mit einer Sinuswelle (Abbildung 4-8, 1b) zeigen das positive und negative Maximum sowie einige sekundäre Maxima sehr ähnliche Korrelationswerte. Das höchste positive oder negative Maximum neben dem Hauptmaximum sind wichtig für die Eindeutigkeit der CCF. Da die Werte des Hauptmaximums und der Seitenmaxima nur geringe Unterschiede im Korrelationsfaktor aufweisen, ist das System anfällig für Störungen [26].

4.3.2 Coded Excitation

Coded Excitation beschreibt die Variation der Stimulationssequenz eines Ultraschallwandlers unter Verwendung einer Codesequenz anstelle einer Standard-Sinuswellen- oder Impulsstimulation. Es gibt viele Parameter, die variiert werden können, einschließlich der Signalform, Länge, Amplitude oder der minimalen und maximalen Impulsbreite.

Coded excitation Sequenzen, die in dieser Arbeit ausgewertet werden, umfassen Pseudonoise Sequenzen (PN) [28], Barker Codes [29], Variationen von Chirp Signals [30] sowie abgeleitete benutzerdefinierte Signale. Die Pseudonoise Sequenzen wurden erzeugt durch linear rückgekoppelte Schieberegister (z.B. PN 8 and 24) [31]. Für die Chirpsignale wird der Faktor zwischen der niedrigsten und der höchsten Frequenz und die Richtung der Frequenzanpassung verwendet, um die Sequenz zu beschreiben (z.B. Chirp Up-Down Freq. 1-4). Bei den Barker Codes waren nur die längsten Codes getestet, da die Eindeutigkeit des Korrelationsmaximums mit der Länge der Codes zunimmt (Barker 7, 11 and 13).

Die Grenzen der Variation der Wellenformen müssen unter Berücksichtigung der Grenzen des Testsystems gewählt werden. Die Endstufe innerhalb des Ultraschallsystems kann nur drei Amplitudenstufen nachbilden: Ausgangsspannung, Nullspannung und negative Ausgangsspannung. Diese steuern eine MOSFet-Stufe, über die die Burst-Spannung auf den Wandler geschaltet wird. Ein weiterer zu berücksichtigender Faktor ist die Limitierung des Systems, Impulse mit einer minimalen Breite von 25 ns und einem Maximum von bis zu 1 µs zu erzeugen.

Praktisch ist eine Begrenzung der Codelänge erforderlich, um Überlagerungseffekte zwischen den ankommenden und reflektierten Wellen in den Proben zu vermeiden. Um eine optimale Vergleichbarkeit zwischen den verschiedenen Experimenten und Simulationen zu erreichen, wurde die Länge der Echos auf die Rahmengröße des CCF (512 Abtastwerte) begrenzt, während sie an die Mittenfrequenz von 4 MHz und die Bandbreite des Wandlers angepasst werden [26].

4.3.3 Simulation

Ein Model zur Simulation des Systems wurde in Matlab2020 (Mathworks Inc., Natick, MA, USA) entwickelt um resultierende Echos von Coded Excitation Signalen zu berechnen [26].

4.3.4 Ergebnisse

Um die CCF basierend auf codierter Anregung zu optimieren, wurde ein Simulationsmodell entwickelt, um den verfügbaren Parameterraum optimal abzudecken.

4.3.4.1 Beschreibung des Simulationsmodells

Das Simulationsmodell welches für diese Studie entwickelt wurde soll Ultraschallechos vorhersagen, wie sie experimentell basierend auf dem codierten Anregungssignal gemessen werden können (Abbildung 4-9). Das Simulationsmodell besteht aus zwei Teilen: Der erste Abschnitt behandelt die Transformation eines idealen codierten Anregungssignals von einem benutzerdefinierten Parameterraum in das Ausgangssignal des Signalgenerators (Abbildung 4-9, grüner Kasten). Der zweite Abschnitt berechnet die resultierenden Echos unter Berücksichtigung der Wirkung des die Schallwelle erzeugenden piezoelektrischen Wandlers, der Wirkung des Objekts sowie des als Empfänger verwendeten Wandlers (Abbildung 4-9, weißer gestrichelter Kasten).

Der erste Bereich kann numerisch beschrieben werden und ist unmittelbar in der Simulation enthalten (Abbildung 4-10, 1a-1e), während die Komponenten des zweiten Abschnitts durch eine mathematische Übertragungsfunktion dargestellt werden, welche durch die Aufnahme und Transformation einer Impulsechomessung bestimmt wird. Die direkte mathematische Beschreibung dieser Komponenten würde eine komplexe physikalische Modellierung erfordern und da in dieser Studie nur das resultierende Echo für die Optimierung von Interesse ist, ist stattdessen die Verwendung der Übertragungsfunktion angemessen [26].

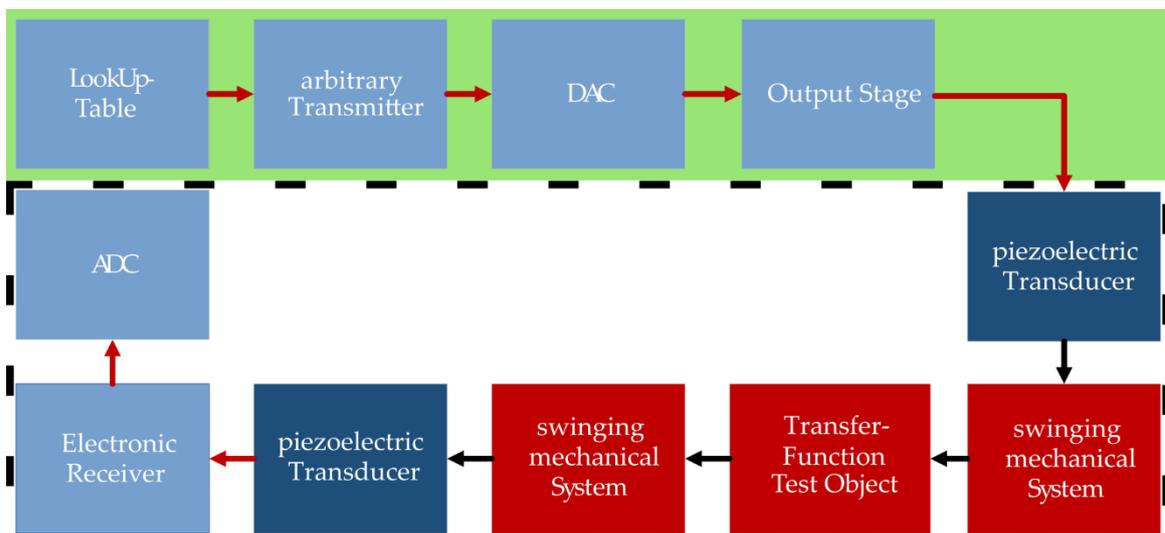


Abbildung 4-9: Aufteilung des Testsystems in mehrere Komponenten, (grüner Kasten) die explizit in der Simulation enthalten, (weißer gestrichelter Kasten) durch eine Übertragungsfunktion in der Simulation repräsentiert [26]

Zur Entwicklung des Simulationsmodells, wurde das Testsystem in mehrere Schritte unterteilt. Die Ergebnisse dieser Stufen sind am Beispiel einer Sinuswelle mit 4 Perioden dargestellt (Abbildung 4-10).

Die LookUp-Table (LUT) enthält die gewünschte Signalform mit insgesamt 2048 Datenpunkten (Abbildung 4-10, 1a). Wie vorangehend erläutert, soll das spektrale Maximum der Stimulationssequenz der Mittenfrequenz des Systems entsprechen. Daher wird eine Spektralanalyse unter

Verwendung der FFT durchgeführt (Abbildung 4-10, 1b). Die anfängliche Spektralanalyse wird mit einer theoretischen Abtastfrequenz berechnet, die erforderlich wäre, um die LUT zu senden, die alle 2048 Elemente enthält, während der Mittenfrequenz des Senders entsprochen wird. Die tatsächliche Abtastfrequenz des Systems ist mit 122,88 MHz angegeben. Um die Wellenform zu übertragen, während der Mittenfrequenz entsprochen wird, wird eine Verringerung der Anzahl an Datenpunkten in der LUT durchgeführt. Zur besseren Visualisierung des Leistungsspektrums um die gewünschte Mittenfrequenz wird ein zweites, vergrößertes Diagramm erstellt (Abbildung 4-10, 1c). Die Anzahl an Datenpunkten für jedes Signal wird basierend auf dem Leistungsspektrum an die Abtastfrequenz des Systems angepasst. Im Fall der Sinuswelle beträgt die Anzahl an verbleibenden Datenpunkten 121 (Abbildung 4-10, 1d). Die Anzahl der Datenpunkte variiert mit der Wellenform und der berechneten potenziellen Abtastfrequenz für die ursprüngliche LUT. Im nächsten Schritt wird das Signal mit drei Pegeln diskreditiert, welche die Endstufe bereitstellt (Abbildung 4-10, 1e).

Die übrigen Komponenten des Testsystems werden durch eine Übertragungsfunktion dargestellt. Diese Funktion wird durch die Fast-Fourier-Transformation (FFT) eines aufgezeichneten Impulssechses berechnet. Das Messsystem kann keine vollständige Impulsantwort aufzeichnen, da der Empfänger während der Aktivität des Senders durch elektrische Kopplung stark übersteuert ist. Daher ist das aufgezeichnete Signal im Vergleich zur Emission des Stimulationssequenzdatenrahmens zeitlich verzögert, um mindestens ein Rückwandecho einzuschließen. In der Simulation wird nur eine Vorhersage eines Rückwandechos durch die Übertragungsfunktion durchgeführt. Daher wird die Autokorrelationsfunktion (ACF) der berechneten Echoform als Annäherung für die in Experimenten erwartete CCF verwendet.

Um eine visuelle Abschätzung der Wirkung der Übertragungsfunktion auf die Sequenz zu erzielen, werden diese und die durch die FFT umgewandelte Sequenz dargestellt (Abbildung 4-10, 1f). Die Multiplikation der FFT des PWM-Signals mit der Übertragungsfunktion und der anschließenden inversen FFT resultiert im Ultraschallecho (Abbildung 4-10, 1g) und dieses wird mit der ACF ausgewertet (Abbildung 4-10, 1h) [26].

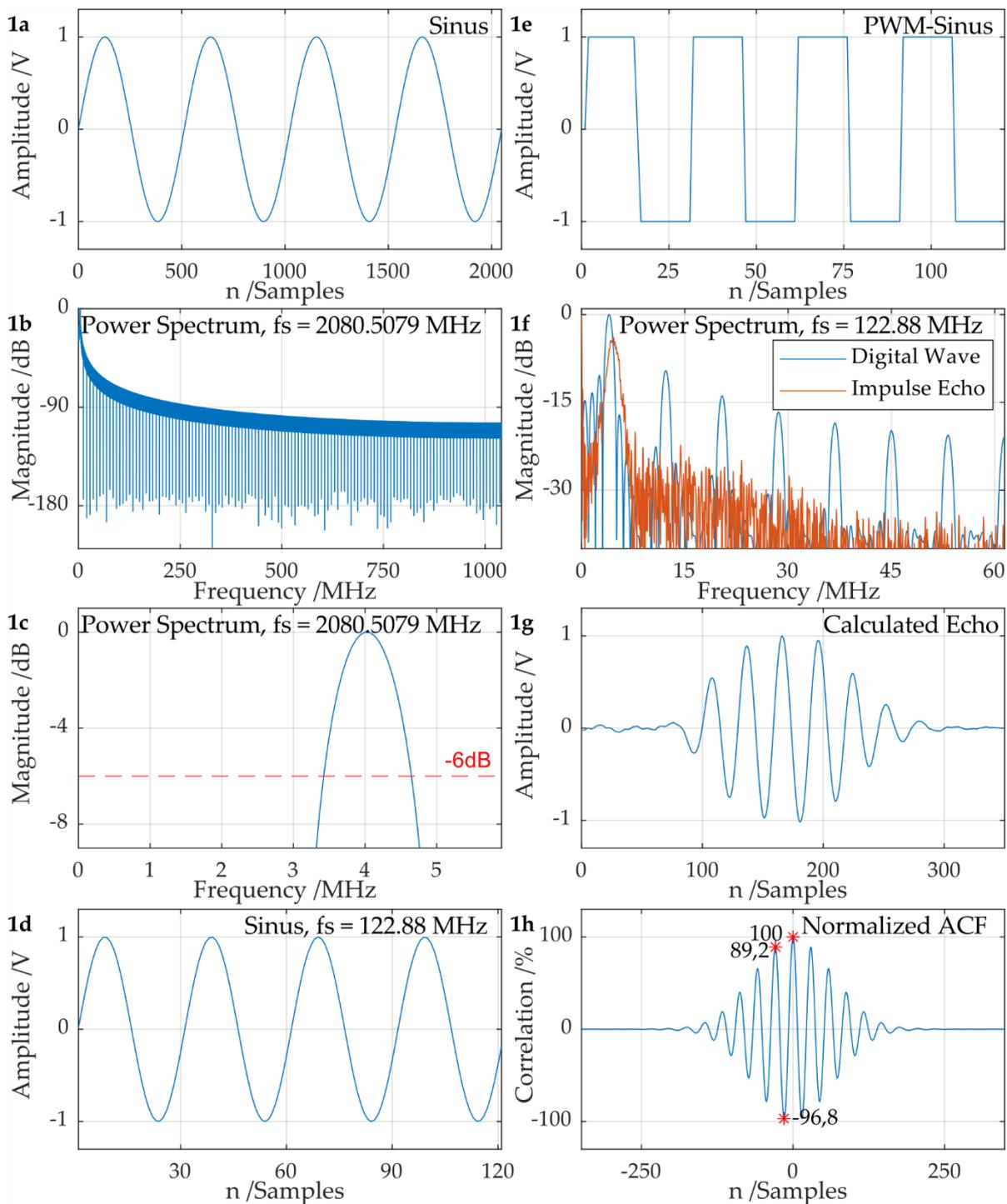


Abbildung 4-10: Schritte des Simulationsmodells am Beispiel der Sinuswelle, (1a) Sinuswelle, (1b) Powerspektrum der Sinuswelle, (1c) Powerspektrum mit höherer Auflösung, (1d) Sinuswelle mit reduzierter Anzahl an Datenpunkten, (1e) PWM-Sinus-Wellenform, (1f) Powerspektrum des PWM-Sine und Impulsecho, (1g) Berechnetes Echo, (1h) Normierte ACF [26]

Um die Auswirkungen der Signalform auf das Echo zu quantifizieren, wird die relative Höhe des Hauptmaximum zu dem positiven und negativen Nebenmaximum ausgewertet. Im Fall der Sinuswelle ergibt sich beim Vergleich der Differenz des Korrelationsfaktors in der ACF eine Differenz von 3,2% für das negative Maximum und 10,8% für das positive Nebenmaximum.

4.3.4.2 Validierung des Simulationsmodells durch übliche Coded Excitation Signale

Zur Validierung des Simulationsmodells wurden codierte Anregungssignale erzeugt und mit dem Simulationsmodell ausgewertet. Hierin enthalten sind Pseudo-Noise Sequenzen, Barker Code Sequenzen und Chirp Signale. Für jedes Signal wird eine LUT mit 2048 Elementen generiert und anhand des Simulationsmodells ausgewertet.

Es werden zwei Referenzsignale betrachtet: das Standardstimulationssignal der Sinusfunktion mit 4 Perioden (Abbildung 4-10) und die Impulsstimulation des Systems. Bei der Impulsstimulation enthält die übertragene Wellenform einen einzelnen Impuls mit einer Breite von 25 μs . Für diese Messungen wird die Burst-Spannung auf 7 V_{pp} eingestellt, um die Tests hauptsächlich im linearen Betriebsbereich des Systems durchzuführen.

Tabelle 4-3 zeigt eine Zusammenfassung beispielhafter Ergebnisse basierend auf der Bewertung der relativen Höhe der positiven und negativen Seitenmaxima in der Simulation und den Experimenten im Testsystem. Die Sinusfunktion resultiert in Korrelationsfaktoren von 89% und 96% der positiven und negativen sekundären Maxima der CCF. Die Impulsstimulation resultiert in Korrelationsfaktoren der positiven und negativen Seitenmaxima im CCF von 71% und 90%. Für beide Referenzsignale stimmen die experimentellen und Simulationsergebnisse gut mit 99,7% mit 100% für das positive und negative Seitenmaximum des CCF im Vergleich zum ACF außerhalb der Simulation überein. Die Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation für die Impulsstimulation ist zu erwarten, da das Signal selbst zur Berechnung der Übertragungsfunktion des Systems verwendet wird [26].

Tabelle 4-3: Korrelationsfaktoren des positiven und negativen Nebenmaximums aus den Ergebnissen der Simulation und dem Test im Testsystem [26]

Wellenform	positives Nebenmaximum /%			negatives Maximum /%		
	Simulation	Experiment	Delta	Simulation	Experiment	Delta
Sine-wave	89,2	88,9	0,3	96,9	96,6	0,3
Impulse	71,0	71,0	0,0	90,0	90,0	0,0
PN sequence 8	69,7	56,8	13,0	89,9	87,1	2,8
PN sequence 24	74,2	71,2	3,0	91,5	91,8	-0,3
Barker Code 7	71,6	70,1	1,5	90,0	90,0	0,1
Barker Code 11	73,2	76,9	-1,3	91,2	91,9	-0,7
Barker Code 13	73,3	74,5	-1,2	87,9	90,9	-3,0
Linear Chirp Up Freq. 1-2	79,6	80,1	-0,5	94,2	94,1	0,2
Linear Chirp Up Freq. 1-4	78,0	77,5	0,6	93,1	92,7	0,3
Linear Chirp Up/Down Freq. 1-4	51,4	63,3	-11,9	85,2	89,1	-3,9
Exponential Chirp Up Freq. 1-4	71,2	70,0	1,3	90,0	90,7	-0,7

4.3.4.3 Automatisierte Optimierung von Coded Excitation Sequenzen

Basierend auf dem oben dargestellten Simulationsmodell wurde eine automatisierte Optimierung der codierten Stimulationssequenz durchgeführt. Die Parameter für die Sequenzen wurden in

einem Bereich ausgewählt, in dem erwartet wird, dass der Wandler ein lineares Verhalten aufweist, da das Modell nur in diesem Bereich anwendbar ist. Die Codelänge wurde auf 48 limitiert, um die Vergleichbarkeit innerhalb der festgelegten Fensterbreite für die FFT zu gewährleisten. Weitere Grenzen sind Amplituden in einem Bereich von -1 V bis 1 V und eine minimalen Impulsbreite von 25 μ s. Insgesamt wurden 65536 Simulationen durchgeführt.

Unter den getesteten Coded Excitation Sequenzen wurde die Sequenz mit den niedrigsten positiven und negativen Nebenmaximum gespeichert (Abbildung 4-11, 1a). Die Analyse des berechneten Echos (Abbildung 4-11, 1b) resultiert in niedrigeren positiven und negativen Nebenmaxima von 55,5% und 56,2% (Abbildung 4-11, 1c). Das wäre eine Reduktion von 33,7% für das positive Nebenmaximum und 40,4% für das negative im Vergleich zur Sinuswellen-Ansteuerung als Referenz.

Im nächsten Schritt wurde die ermittelte Sequenz am experimentellen Aufbau getestet (Abbildung 4-11, 2a). Aus der CCF (Abbildung 4-11, 2b) wird das positive und negative Nebenmaximum (aus dem Experiment) zu 56,6% und 89,3% bestimmt. Die Ergebnisse für das positive Nebenmaximum stimmen gut mit der Simulation überein, allerdings gibt es eine Abweichung von 33,1% für das negative Maximum. Abbildung 4-11, 2c zeigt einen Vergleich zwischen dem simulierten und dem gemessenen Echo. Die Signalform ist vergleichbar, allerdings gibt es teilweise starke Abweichungen in der Amplitude [26].

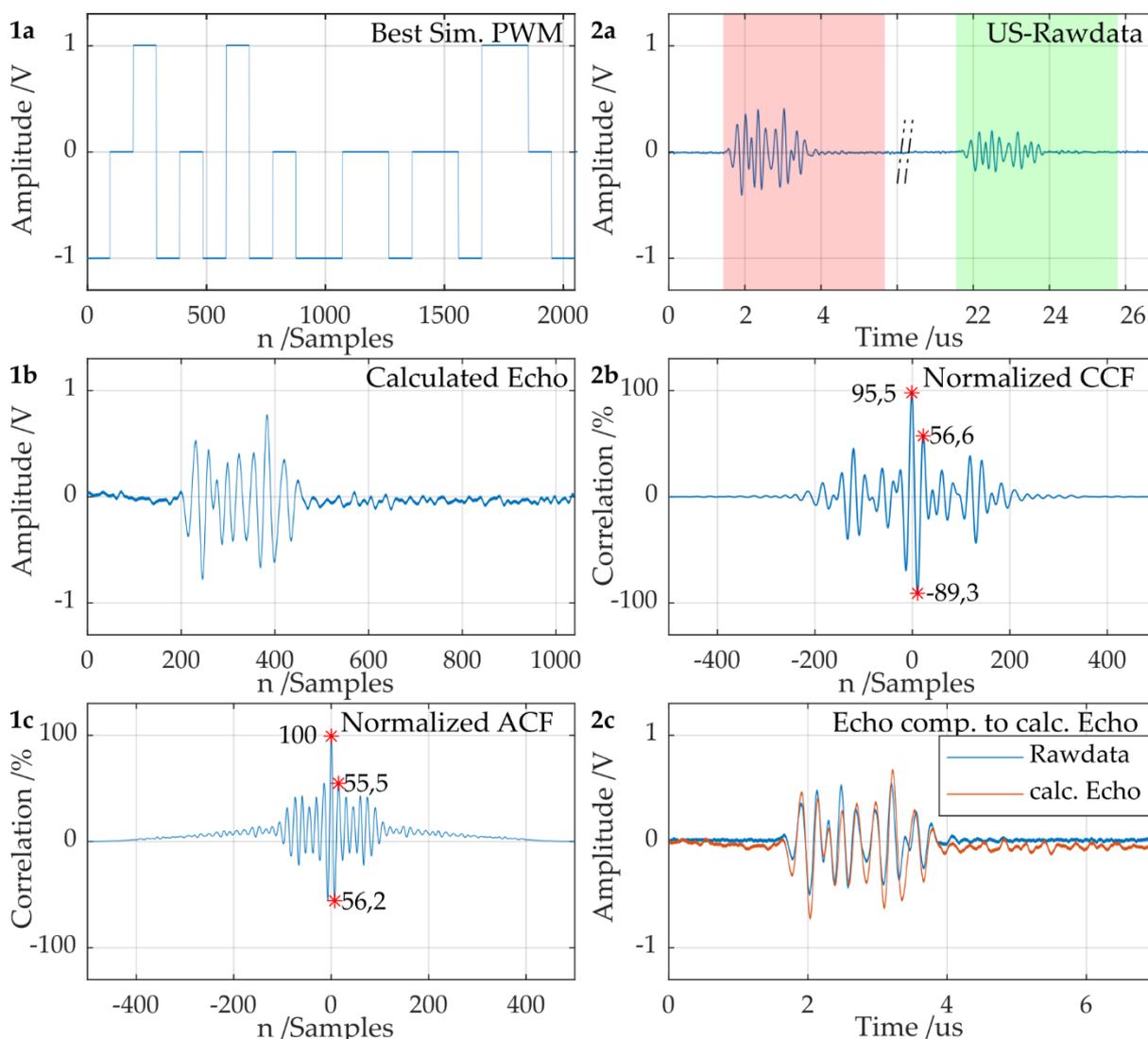


Abbildung 4-11: Automatisch optimierte Sequenz in der Simulation und im experimentellen Aufbau, (1a) Beste PWM-Sequenz aus der Simulation, (1b) Berechnetes Echo, (1c) Normierte ACF, (2a) Ultraschall-Rohdaten, (2b) Normierte CCF, (2c) Vergleich zwischen berechnetem Echo und Ultraschall-Rohdaten [26]

Ähnliche Abweichungen wurden in Abschnitt 4.3.4.2 für das Chirp-Up-Down-Signal mit einer Abweichung von etwa 10% zwischen der Simulation und dem experimentellen Ergebnis für die maximale Höhe der positiven Nebenmaxima beobachtet. Beide Signale zeigen eine vielversprechende Verringerung der Größe der Seitenmaxima, aber gleichzeitig fehlt die Vorhersagbarkeit durch Simulationen. Die große Diskrepanz zeigt an, dass das experimentelle System nicht linear auf den angeregten Code reagiert und das lineare Modell daher seine Reaktion nicht replizieren kann.

Da die besten Ergebnisse erzielt wurden, wenn die codierte Anregung durch nichtlineare Effekte des piezoelektrischen Wandlers beeinflusst wurde, nutzt das nächste Kapitel diese Effekte, um die Eindeutigkeit und damit die Robustheit der auf Kreuzkorrelation basierenden Laufzeitmessung noch weiter zu optimieren. Experimente mit erhöhter Burst-Spannung zeigten, dass die Übereinstimmung zwischen der Simulation und dem Testsystem abnimmt, während gleichzeitig die nichtlinearen Effekte die Selbstähnlichkeit von Echos verringern, was zu einer signifikanten Verringerung der Seitenmaxima führt [26].

4.3.4.4 Empirische Optimierung von Ultraschallechos

Dieses Kapitel konzentriert sich auf die Verwendung nichtlinearer Effekte des Systems, um eindeutigere Kreuzkorrelationsergebnisse zu erzielen. Die Stimulation des piezoelektrischen Ultraschallwandlers mit höherer Spannung verstärkt nichtlineare Effekte, weshalb für die folgenden Experimente eine Burst-Spannung von $120 V_{PP}$ genutzt wurde. Sequenzen mit Pulsen mit unterschiedlichen Vorzeichen von einem bis fünf Pulsen wurden untersucht und die resultierenden Kreuzkorrelationsfunktionen sowie erste Echos sind in Abbildung 4-12 gezeigt.

Die Burst-Sequenz mit einem **einzelnen Puls** mit erhöhter Burst-Spannung (Abbildung 4-12, 1a) resultiert in einem Rückwandecho mit vergleichbarer Form zum Echo welches durch eine Impulsstimulation resultieren würde und weist Korrelationsfaktoren für das positive und negative Nebenmaximum von 63,6% und 87% auf (Abbildung 4-12, 1b).

Die Burst-Sequenz mit **zwei Pulsen** (Abbildung 4-12, 2a) enthält einen zusätzlichen Puls nahe des Nulldurchgangs des Signals der ersten Sequenz. Die von der Eigenfrequenz dominierte Schwingung, wie sie in der vorherigen Sequenz zu sehen war, wird hierdurch unterbrochen und das resultierende Echo wird deformiert. Der Effekt auf die CCF ist signifikant. Das positive Nebenmaximum sinkt auf 37% und das negative Maximum auf 76% (Abbildung 4-12, 2b).

Das Hinzufügen eines zusätzlichen positive Pulses führt zu einer Sequenz mit drei Pulsen, welches Verzerrungen zeigt, aber auch die freie Schwingung des Wandlers am Ende der Sequenz unterstützt (Abbildung 4-12, 3a). Das positive Nebenmaximum wird um weitere 3% verringert, im Vergleich zur Zwei-Puls-Sequenz (Abbildung 4-12, 3b).

Die weitere Formung des Echos erfolgt durch das Platzieren eines zusätzlichen Pulses, um eine Sequenz mit **vier Pulsen** zu erzeugen (Abbildung 4-12, 4a). Ein Puls mit der bisherigen Pulsbreite konnte nicht den gewünschten Effekt erzeugen, weshalb die Pulsbreite hier erhöht wurde. Das positive Nebenmaximum ist größer als in der Sequenz 3 mit 41,9%. Allerdings ist der Korrelationsfaktor des negativen Maximums deutlich kleiner mit nur 60% (Abbildung 4-12, 4b).

Die **Fünf-Puls**-Sequenz wurde durch das Hinzufügen eines weiteren negative Pulses erzeugt, mit dem das positive Nebenmaximum reduziert werden soll (Abbildung 4-12, 5a). Während das negative Maximum im Vergleich zur vorangehenden Sequenz mit 73% wieder größer ist konnte das positive Nebenmaximum aber auf 25% reduziert werden (Abbildung 4-12, 5b) [26].

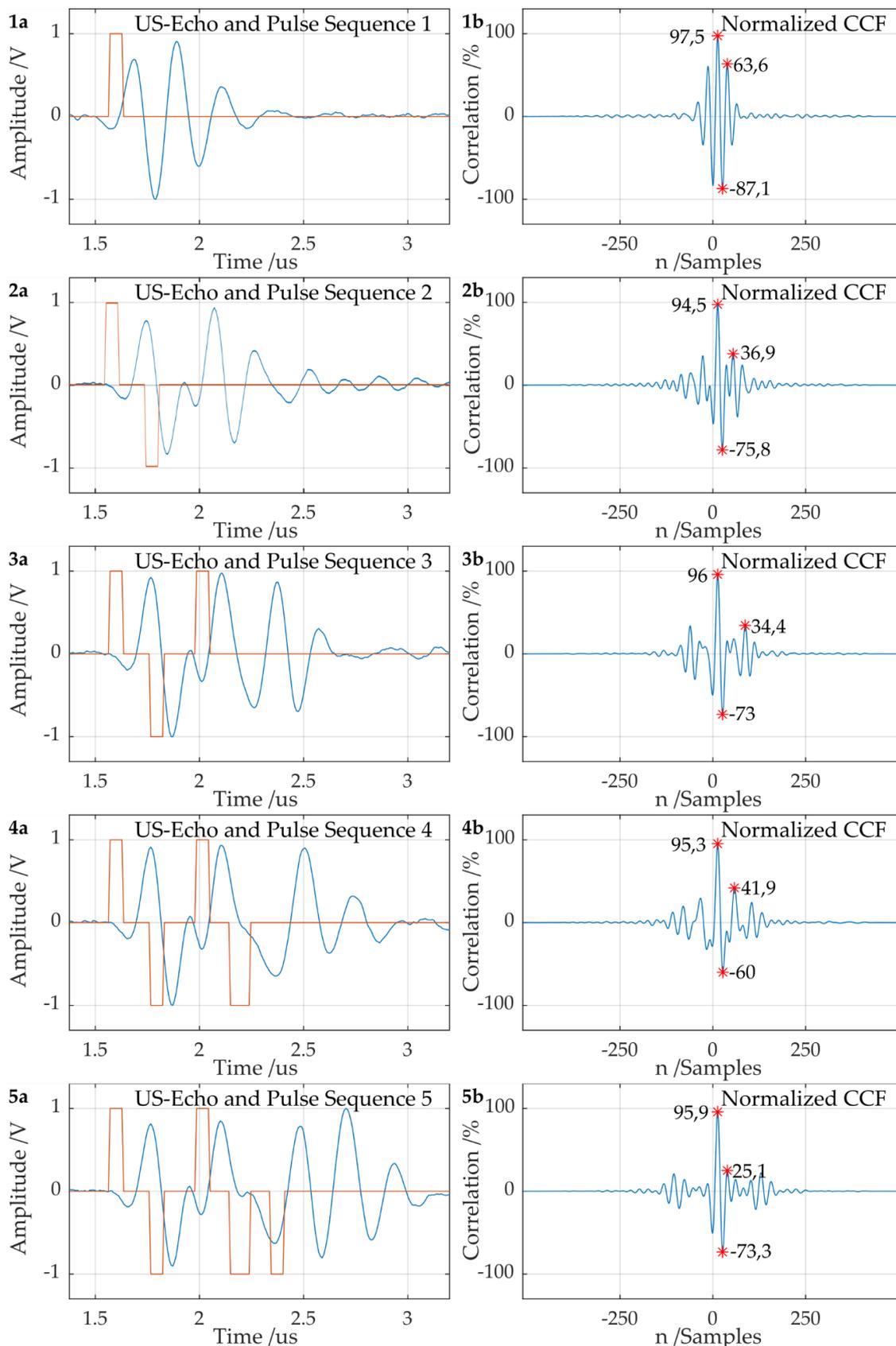


Abbildung 4-12: Empirische Optimierung von Ultraschallechos, (1a-5a) Puls-Sequenzen 1-5 (normiert auf 1 V) (orangene Linie) und zugehöriges Ultraschallecho (blaue Linie), (1b-5b) Normierte CCF der Ultraschallechos für die Puls-Sequenzen 1-5 [26]

4.3.4.5 Validierung mit unterschiedlichen Testobjekten

Die Übertragungsfunktion und das Simulationsmodell wurden für einen bestimmten Versuchsaufbau einschließlich eines Sensortyps sowie eines Prüfkörpers mit einer konstanten Dicke von 60 mm getestet. Neben der codierten Anregungsform haben jedoch auch Probengröße, Material und Form einen signifikanten Einfluss auf die resultierenden Echos. Besonders dünnere Substrate zeigen mehr Randeffekte und tragen daher auch zur Verzerrung von Ultraschallsignalen bei. In diesem Abschnitt wurden zusätzlich zu den 60 mm Proben weitere Proben mit einer Dicke von 15 mm und 30 mm getestet, um zu bestätigen, dass das Konzept auf einen größeren Parameterraum anwendbar ist.

Eine Zusammenfassung der Ergebnisse ist in Tabelle 4-4 gezeigt. Die Messungen an der 30 mm Probe sind vergleichbar mit früheren Ergebnissen an der 60 mm Probe mit einer Abweichung von 1% für die Sinuswelle und 3% für die Pulssequenz 5 (Abbildung 4-12, 5a). Die Form der CCF ist während des gesamten Signals nahezu identisch, auch für nachfolgende Minima niedrigerer Ordnung. Die Messung am 15 mm Stahlobjekt zeigt Abweichungen von 8% für die Sinuswelle und von 4% für die Pulssequenz 5 im Vergleich zur 60 mm Probe. Selbst für eine Probe mit 25% Dicke ist die Gesamtsignalform der CCF noch vergleichbar [26].

Tabelle 4-4: Vergleich des Korrelationsfaktors für die Validierungsmessungen an Stahlproben mit unterschiedlicher Dicke [26]

	Stahl 60 mm		Stahl 30 mm		Stahl 15 mm	
	Positives Nebenmaximum /%	Negatives Maximum /%	Positives Nebenmaximum /%	Negatives Maximum /%	Positives Nebenmaximum /%	Negatives Maximum /%
Sinuswelle	88,9	96,6	88,6	97,7	80,9	93,8
Puls Seq. 5	25,0	73,3	28,6	76,2	29,1	71,8

4.4 Kombinationswandler

Das übergeordnete Ziel zur Schaffung einer hardwareseitigen Voraussetzung zum Einsatz der zwei-Moden-Methode in einem Labormessgerät sollte auf Basis von **ElektroM**agnetisch angeregten **UltraS**chall-(EMUS) Wandlern realisiert werden. Bei der elektromagnetischen Ultraschallanregung macht man sich verschiedene elektromagnetische Wechselwirkungen in leitfähigem und/oder ferromagnetischem Material zu Nutze. EMUS-Wandler erzeugen mit Hilfe elektromagnetischer Felder Ultraschallquellen im Prüfgegenstand, von denen sich Ultraschallwellen im Werkstück ausbreiten. Die Ultraschallwelle wird dabei nicht im Prüfkopf, sondern direkt im Prüfgegenstand erzeugt. Hierzu bedarf es zweier Komponenten: Einerseits wird mittels eines Elektro- oder Permanentmagneten ein quasistatisches Magnetfeld erzeugt, andererseits wird mit einer Spule ein hochfrequentes (HF) Magnetfeld erzeugt, das sich dem quasistatischen überlagert (siehe Abbildung 4-13). Diese Wandler benötigen also kein Koppelmedium zur Ultraschalleinprägung, sind jedoch aufgrund der Anregungsmechanismen an elektrisch leitfähiges Material gebunden und müssen sich nahe der Oberfläche befinden. Je nach geometrischem Aufbau und Anordnung der Spule und der Elektro-/Permanentmagneten, entstehen im Werkstoff Kräfte, die Ultraschallwellen anregen.

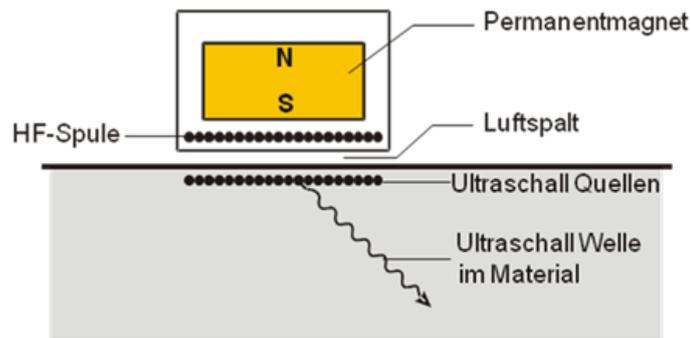


Abbildung 4-13: Prinzip der elektromagnetischen Ultraschallanregung [32]

Abhängig von der Lage des statischen überlagerten Magnetfeldes zur HF-Spule, können in der Prüfoberfläche die drei nutzbaren Kräfte:

- Lorentz-Kraft,
- die magnetostriktive Kraft
- oder die magnetische Kraft wirken,

welche je nach Wandlergestaltung und der Prüfaufgabe einzeln oder in Kombination zur US-Anregung genutzt werden können.

Da es sich bei dem aufzubauenden Wandler-Prototypen und dessen Optimierung um einen Hybrid-Wandler handelt, der zwei verschiedene Moden, speziell eine longitudinale als auch eine transversal polarisierte Ultraschallwelle anregen soll, limitierte sich das Wandler-Design auf zwei Gestaltungsmöglichkeiten hinsichtlich des Magnetsystems und des HF-Spulendesigns. Dies ist der Tatsache geschuldet, dass man sich zur Anregung der Longitudinalwelle die Lorentz-Kraft und die der Transversalwelle die magnetostriktive Kraft zu Nutze machen muss. Zur Umsetzung wird ein horizontales Magnetfeld benötigt, welches den Leiterbahnen der HF-Spule überlagert wird.

Im Folgenden sollen die beiden, im Hinblick auf die Erreichung des Gesamtziels vielversprechendsten Wandler Designs aufgezeigt werden.

4.4.1 EMUS Wandler Design

Hierbei handelt es sich um einen geometrisch ringförmigen Aufbau unter Einsatz zwei verschiedener Permanentmagnetsysteme, eines Scheibenmagneten und eines in dessen Mitte platzierten Stabmagneten mit entgegengesetzter Polarisation, zum Aufbau eines horizontal radialen (statischen) Magnetfeldes in der Prüfoberfläche. Zwischen den beiden Magnetisierungseinheiten werden zwei Ringspulen, eine für den Sende- und eine für den Empfangsfall, eingebettet, sodass die Leiterbahnen vom horizontalen Magnetfeld überlagert werden. Wie zuvor bereits erwähnt wird in dieser Konfiguration aus rein physikalischer Betrachtungsweise die Anregung einer Longitudinalwelle über die Lorentz-Kraft und die simultane Anregung einer Transversalwelle durch die magnetostriktive Kraft mit senkrechter Abstrahlcharakteristik erreicht. Aufgrund der geometrischen Auslegung bietet dieses Wandler Design jedoch kaum Gestaltungsspielraum hinsichtlich einer Optimierung des Magnet- aber auch des Spulensystems. Der grundlegende schematische Aufbau dieses Layouts ist in nachstehender Abbildung 4-14 gezeigt.

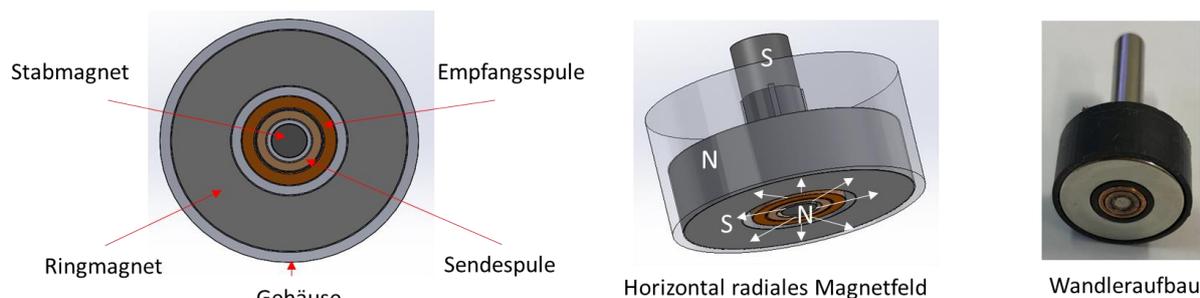


Abbildung 4-14: Schematische Darstellung des 1.EMUS Wandler Designs zur zwei Moden Anregung, Unteransicht (links) und isometrische Ansicht (mitte), Wandleraufbau (rechts)

4.4.2 EMUS Wandler Design

Grundlage dieses Designs bildete ein bereits etabliertes Design zur Anregung einer linear polarisierten Transversalwelle mit senkrechter Abstrahlcharakteristik. Hierzu wird eine Rechteckspule benötigt, welcher ein statisches Magnetfeld mittels Permanentmagneten überlagert wird, sodass die magnetische Flussdichte senkrecht zur Leiteroberfläche orientiert ist, wodurch eine Transversalwelle durch die Lorentz-Kraft in leitfähigen und/oder ferromagnetischem Material erzeugt wird (Abbildung 4-15 links). Durch Positionieren eines für die Prüfaufgabe optimierten Spulensystems zwischen den beiden Magnetsystemen, sodass die Leiterbahnen der HF-Spule dem horizontalen Magnetfeld ausgesetzt sind, ergeben sich wie beim 1.EMUS Wandler Design aus physikalischer Sicht die beiden gewünschten Kräfte zur Anregung einer Longitudinalen (Lorentz-Kraft) und einer Transversalen Welle (magnetostriktive Kraft) (Abbildung 4-15 rechts).

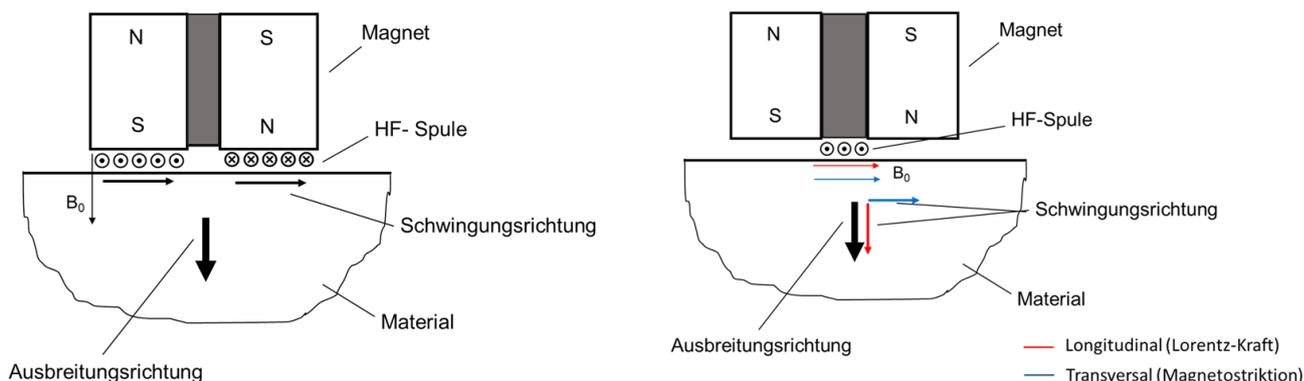


Abbildung 4-15: Elektromagnetische Ultraschallerzeugung zur senkrechten Einschallung einer linear polarisierten Transversalwellen (links) und das für das Vorhaben 2.EMUS Wandler Design zur zwei Moden Anregung (rechts)

Im Gegensatz zum 1. Design hat dieses gewisse Optimierungsmöglichkeiten die im Folgenden beschrieben werden. Um den magnetischen Fluss von der großen Fläche der Permanentmagnete auf eine viel kleinere Fläche, die sogenannte „aktive Fläche“, zu übertragen bzw. zu konzentrieren, wurde ein an die Magnetdimensionen angepasstes gesintertes Konzentratormaterial mit trapezförmiger Geometrie verwendet. Der Begriff aktive Fläche rührt daher, dass lediglich das aus dieser Fläche austretende quasistatische Magnetfeld den HF-Spulenstrom überlagert. Im Bereich der aktiven Fläche befinden sich die Sende- sowie die Empfängerspule, sodass in Impuls-Echoanordnung gearbeitet werden kann.

Zusätzlich wird durch die kleine aktive Fläche eine höhere Auflösung erreicht, da die Schalleinprägung und somit Art und Weise der Schallbündelung neben den Spulen- und Materialeigenschaften von dieser Fläche abhängig ist. Neben den Konzentratorenpaaren wurde ein entsprechendes Weicheisenjoch zur Gewährleistung des magnetischen Rückflusses eingesetzt. Um die magnetischen Streufelder so gering wie möglich zu halten, wurden auch diese an die Geometrie

der Permanentmagnete angepasst, wodurch sich eine halbmondförmige Geometrie mit einer Aussparung in der Mitte ergab. In diese Aussparung wurde mit Hilfe eines 3D-gedruckten Inlays ein gegenpoliger Permanentmagnet integriert, welcher den direkten magnetischen Schluss über die Polschuhe der beiden äußeren Permanentmagneten verhindert, indem deren Magnetfeldlinien nach außen verdrängt werden und sich verstärkt im oberflächennahen Bereich der Probe schließen, mit dem Ziel, die in der Probenoberfläche entstehende magnetische Flussdichte zwecks effizienterer Anregung der Ultraschallwellen zu erhöhen. Der schematische Aufbau dieses Designs ist in Abbildung 4-16 dargestellt.

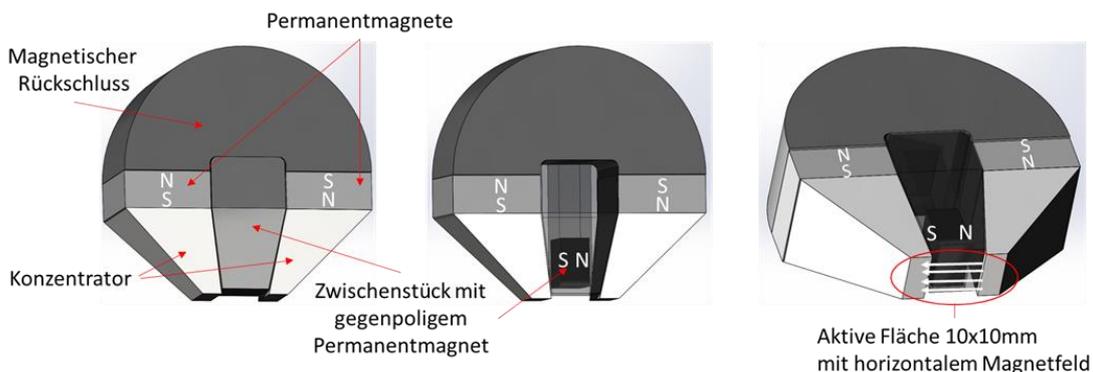


Abbildung 4-16: Optimiertes 2.EMUS Wandler Design zur zwei Moden Anregung

Unter Einsatz der Simulationssoftware COMSOL wurde das zuvor beschriebene Wandler Design modelliert und im Hinblick auf die Stärke sowie die Verteilung der magnetischen Flussdichte in der Probenoberfläche simuliert, speziell bezüglich der Variation der Höhenposition des gegenpoligen Permanentmagneten zwischen den beiden äußeren Polschuhen. Die Simulationsergebnisse für das Weglassen des gegenpoligen Permanentmagneten sowie beim Positionieren in einer Höhe von 5 mm und 2.5 mm von der Probenoberfläche sind nachstehender Abbildung 4-17 zu entnehmen. Es ist klar zu erkennen, dass sich beim Einbringen des gegenpoligen Magneten im Vergleich zum Weglassen eine deutliche Erhöhung der horizontalen Komponente der magnetischen Flussdichte ergibt, die sich bis zu einem maximalen Wert von ca. 1,5T bei einem Magnet-Probenoberflächenabstand von 2,5 mm steigern lässt.

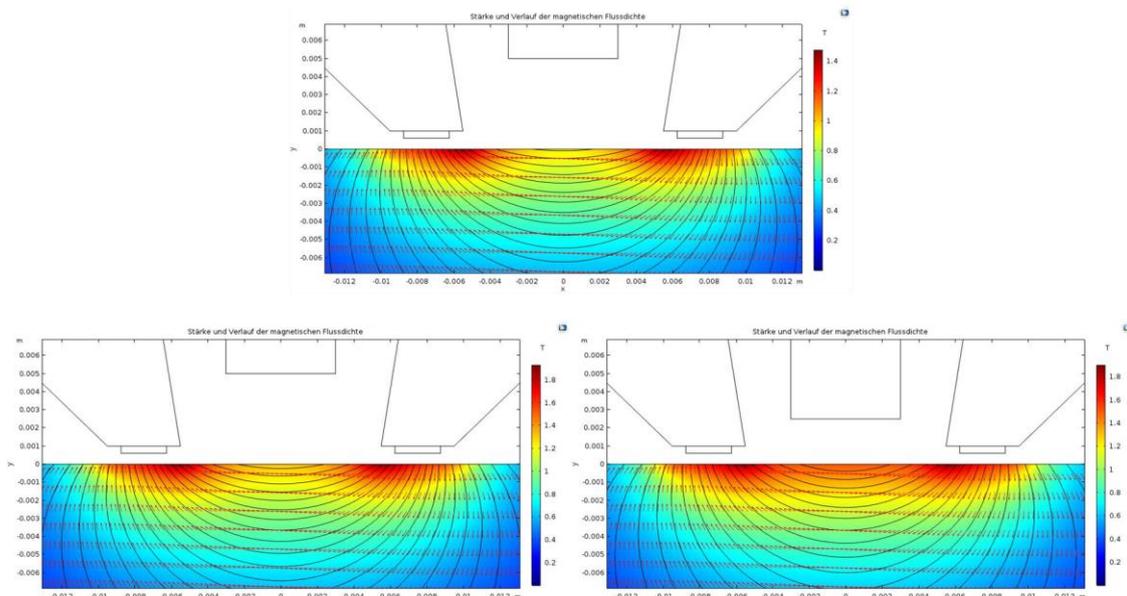


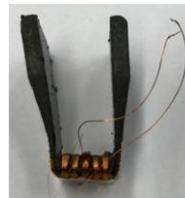
Abbildung 4-17: Simulation des Verlaufs und der Stärke der magnetischen Flussdichte in Abhängigkeit der Höhenposition des gegenpoligen Permanentmagneten

Im Anschluss an die Optimierungsarbeiten der magnetischen Flussdichte wurden verschiedene Spulensysteme hinsichtlich einer elektrischen Anpassung des Resonanzschwingkreises auf eine Mittenfrequenz von 2MHz unter Betrachtung der Windungszahlen sowie Drahtstärken für den Sende- sowie den Empfangsfall untersucht. Im Gegensatz zum 1. EMUS Wandler Design, bei dem lediglich zylindrische Spulensystemen verwendet werden können, bestehen zur Umsetzung beim 2.EMUS Wandler Design eine Vielzahl von Möglichkeiten. Ein Überblick über die denkbaren Spulensysteme ist im Folgenden aufgelistet:

- Schmetterlingsspule (übereinanderliegenden Sende- und Empfangsspule)



- Hochkant-Kastenspule (diverse Ausführungen: getrennte Sende- und Empfangsspule (links, sowie eine verschachtelte Spulenanordnung (rechts))



- Abgewandelte Form einer Rechteckspule (getrennte Sende- und Empfangsspule, links Sendespule, rechts Empfangsspule)



3.EMUS-Piezo Wandler Design

Eine weitere Aufgabe im Rahmen des Projektes lag in der Konzeptionierung und Umsetzung eines hybriden Prüfkopfdesigns, welches die elektromagnetische Ultraschallanregung einer Transversalwelle und piezoelektrische Ultraschallanregung einer Longitudinalwelle ermöglicht. Das Konzept zur elektromagnetischen Ultraschallanregung wurde dabei in Anlehnung an das 2. EMUS-Wandler Design entwickelt. Auch in diesem Fall wurde, um den magnetischen Fluss von der großen Fläche der Permanentmagnete auf eine viel kleinere Fläche, die sogenannte „aktive Fläche“, zu übertragen bzw. zu konzentrieren, ein an die Magnetdimensionen angepasstes gesintertes Konzentratormaterial mit trapezförmiger Geometrie verwendet. Im Bereich der aktiven Fläche befinden sich wiederum die Sende- sowie die Empfängerspule, sodass wie zuvor in Impuls-Echoanordnung gearbeitet werden kann. Neben den Konzentratorpaaren wurde erneut ein entsprechendes Weicheisenjoch zur Gewährleistung des magnetischen Rückflusses eingesetzt. Um die magnetischen Streufelder so gering wie möglich zu halten, wurden auch diese an die Geometrie der Permanentmagnete angepasst, wodurch sich eine halbmondförmige Geometrie mit einer Aussparung in der Mitte ergab. In diese Aussparung wurde mit Hilfe eines 3D-gedruckten Inlays eine piezoelektrische Keramik eingebettet. Im Vergleich zum 2.EMUS-Wandler Design wurde dieses Konzept jedoch derart ausgelegt, dass eine Transversalwelle rein über die Lorentz Kraft angeregt wird (vgl. Abbildung 4-15 links). Die Orientierung des Spulenstroms der Sende- sowie der Empfangsspule muss folglich im vertikalen Magnetfeld direkt unter den Konzentratoren liegen. Gestaltungsspielraum bezüglich der Auslegung des Spulensystems liegt hier nicht vor, da sich eine Umsetzung dieses Aufbaus ausschließlich über eine Rechteckspule realisieren lässt. Nachstehend ist in Abbildung 4-18 das konzeptionelle CAD-Modell des hybriden Prüfkopfes inklusive teiltransparentem Gehäuse gezeigt.

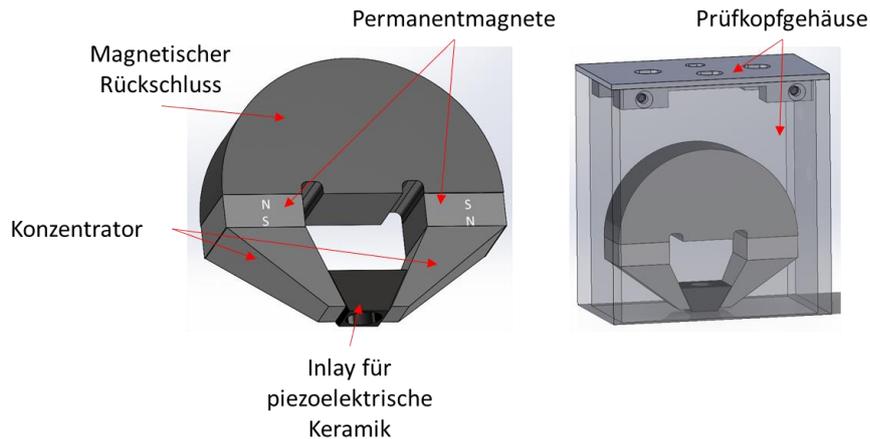


Abbildung 4-18: Konzeptionelles CAD-Modell des hybriden Prüfkopfes (links) und teiltransparentes Gehäuse (rechts).

Wie auch bei dem 2.EMUS-Wandler Design wurden die beiden Spulensysteme des Resonanzschwingkreises für eine Mittenfrequenz von 2MHz ausgelegt, sodass mit der vorhandenen Laborelektronik-Peripherie gearbeitet werden kann. Zur piezoelektrischen Ultraschallanregung wurde eine entsprechende Keramik des Typs PZT mit einem Durchmesser von 8 mm und einer Arbeitsfrequenz von 5MHz verwendet. Der generelle Aufbau des hybriden Prüfkopfes ist in untenstehender Abbildung 4-19 (links), das dafür gefertigte Gehäuse inklusive Anschlussbuchsen (mitte) sowie die vergossene Version in Untersicht mit Verschleißschutz (rechts) gezeigt.

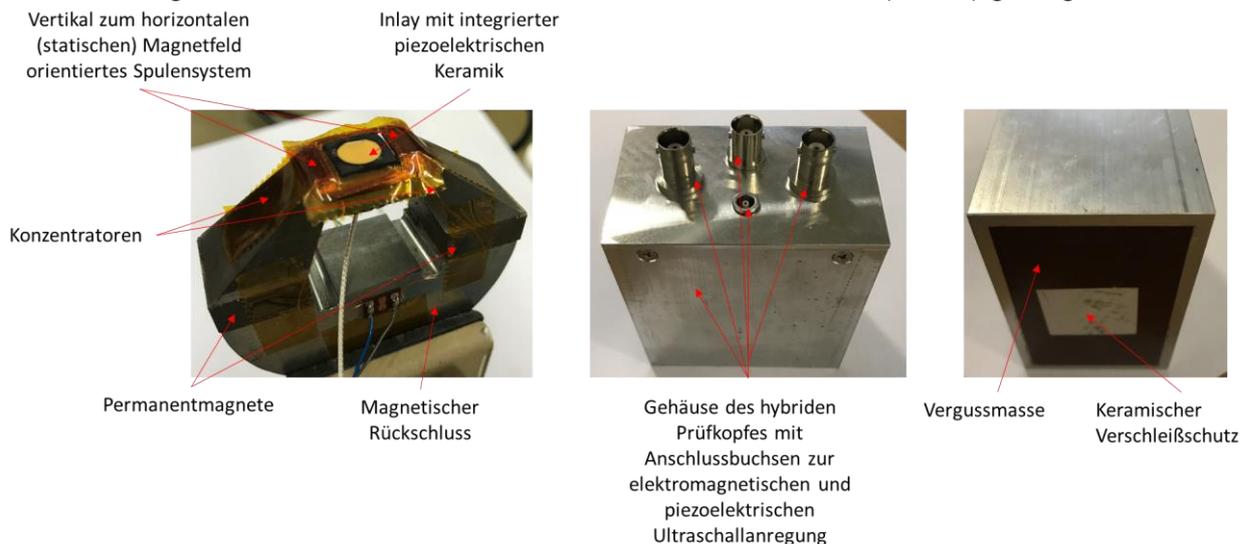


Abbildung 4-19: Aufbau des hybriden Prüfkopfes (links), Gehäuse mit Anschlussbuchsen (mitte), eingegossene Version mit Verschleißschutz (rechts)

4.4.3 Erzielte Ergebnisse

Mit den beschriebenen EMUS-Wandler Designs wurden zunächst Versuche an einer 50 mm dicken Stahlplatte durchgeführt, um deren Funktionalität zu überprüfen. Hierfür wurde eine existierende Laborelektronik sowie eine entsprechende Software zur Darstellung der Ultraschallsignale genutzt. Zur Prüfung aller Wandler Designs wurde jeweils mit einer Mittenfrequenz von 2MHz gearbeitet, die Signale bandpassgefiltert und zu je 128 A-Bildern gemittelt.

Es zeigte sich, dass beim Einsatz des 1.EMUS Wandler Designs weder eine longitudinale noch eine transversale Welle angeregt bzw. empfangen werden konnte, was höchst wahrscheinlich auf einen zu schwachen magnetischen Fluss in der Prüfobjektoberfläche zurückzuführen ist. Wie zuvor bereits erwähnt lagen aufgrund der geometrischen Ausführungen der final zu prüfenden

Schrauben sowie des grundlegenden Wandler Designs hierfür kaum Modifikationsmöglichkeiten hinsichtlich Spulenausführung und Optimierung der Stärke und des Verlaufs der magnetischen Flussdichte vor, wie es beim 2.EMUS Wandler Design umgesetzt werden konnte. Mit dem 2. EMUS Wandler Design hingegen konnte, jedoch nur unter Einsatz der abgewandelten Form einer Rechteckspule, sowohl für die longitudinale als auch für die transversale Welle, verwertbare Ultraschallsignale angeregt und empfangen werden, wodurch sich folgendes finales Design, siehe Abbildung 4-20, ergab.

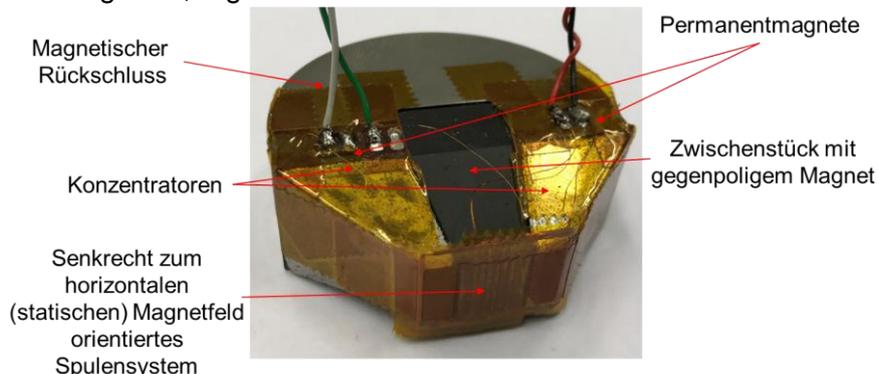
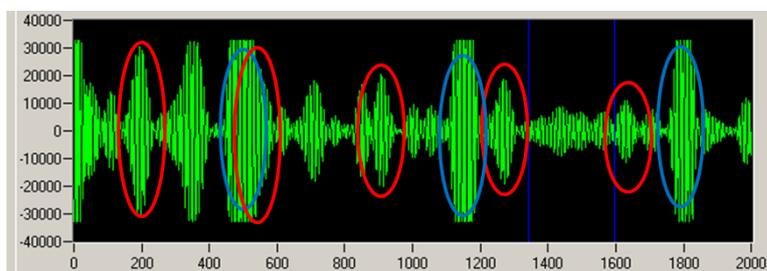


Abbildung 4-20: Finales 2. EMUS Wandler Design

In Abbildung 4-21 ist das Ergebnis einer Messung in Form eines A-Bildes des finalen 2. EMUS-Wandler Designs mit markierten Rückwandechofolgen (RWE) der Longitudinalwelle (in rot) und die der Transversalwelle (in blau), die sich über Dicke der Stahlplatte hinweg ausbreiten, dargestellt. Es ist zu erkennen, dass Ultraschallsignale mit ausreichend großem Signal zu Rausch Verhältnisse (S/N) für beide Moden erreicht werden konnte. Zu erwähnen ist allerdings, dass die Amplitude der Transversalwelle aufgrund der eingestellten Verstärkung übersteuert ist, was jedoch bei der späteren Anwendung durch eine laufzeitabhängige Verstärkungseinstellung kompensiert werden kann. Zusätzlich treten Modenumwandlungen eventuell auch Mischformen beider Moden auf, da diese simultan angeregt werden, die es im Rahmen weiterer Untersuchungen zu beschreiben gilt.



RWE-Folge Longitudinalwelle ○ RWE-Folge Transversalwelle ○

Abbildung 4-21: A-Bild einer Messung mit dem 2. EMUS-Wandler Design an einer 50mm dicken Stahlplatte

Um die Applikation an einer realistischen Probe zu zeigen, wurden zusätzlich Laborversuche an einer verfügbaren M68 Schraube mit Zinkbeschichtung mit abgedrehtem Schraubenkopf durchgeführt. Der gesamte Messaufbau sowie das dazugehörige gemittelte A-Bild sind nachstehender Abbildung 4-22 zu entnehmen. Auch für diese Versuche wurde mit der existierenden Laborelektronik mit einer Mittenfrequenz von 2 MHz gearbeitet, das Signal wiederum bandpassgefiltert, sowie 128 gemittelte A-Bilder zur Darstellung verwendet. Die angeregten Wellenmoden sind auch für diese Versuche mit der roten und blauen Markierung im resultierenden A-Bild hervorgehoben.

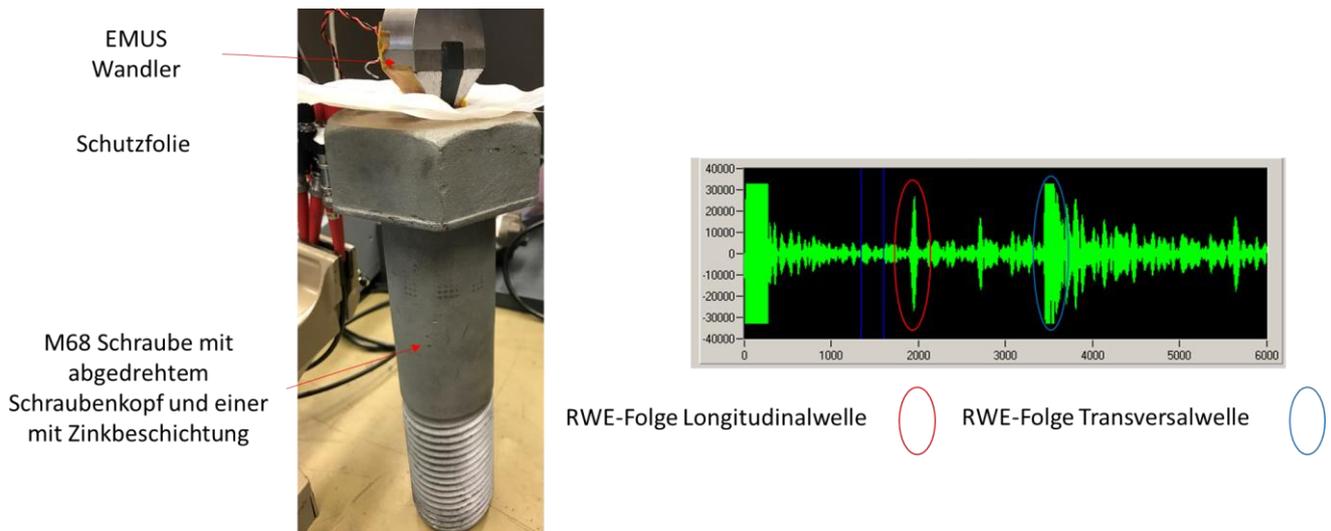


Abbildung 4-22: Messaufbau sowie das dazugehörige A-Bild einer Messung mit dem 2. EMUS Wandler Design an einer M68 Schraube

Wie auch im vorangegangenen Versuch lieferten diese Messungen ein ausreichend großes S/N für die beiden angeregten Moden. Auffällig sind auch hier die zusätzlichen Anzeigen, die bedingt durch Modenumwandlungen an den Seitenwänden der Schraube, des Schraubenkopfes und des Gewindegangs entstehen. Zusätzlich ist es wahrscheinlich, dass auch bei diesen Versuchen ebenfalls Mischformen beider Wellentypen durch die simultane Anregung entstehen können, die sich allerdings durch abweichende gemessenen Laufzeiten von den reinen Longitudinal- und Transversalwellengeschwindigkeiten identifizieren lassen.

Für den EMUS-Piezo-Kombi-Wandler wurden separate Testmessungen einmal unter Einsatz des EMUS-Wandlers zur Anregung einer Transversalwelle und einmal unter Einsatz des piezoelektrischen Prüfkopfes zur Anregung einer Longitudinalwelle durchgeführt. Beide Messszenarien wurden zunächst an einer bereitgestellten verschraubten Blechverbindung erprobt. In Abbildung 4-23 ist der generelle Aufbau (links) für EMUS-Laufzeitmessungen sowie das dazugehörige A-Bild (rechts) dargestellt.

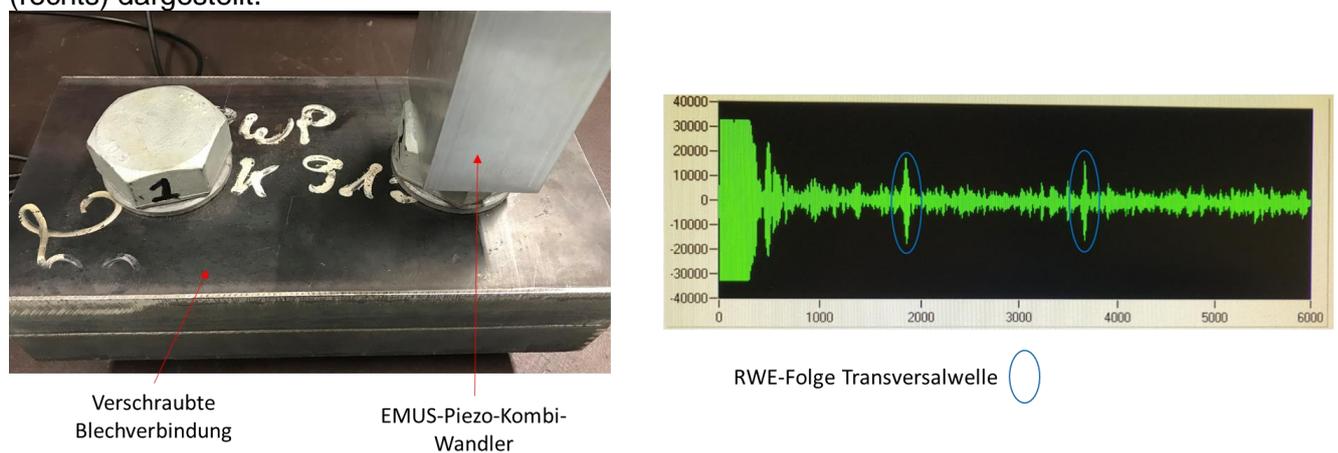
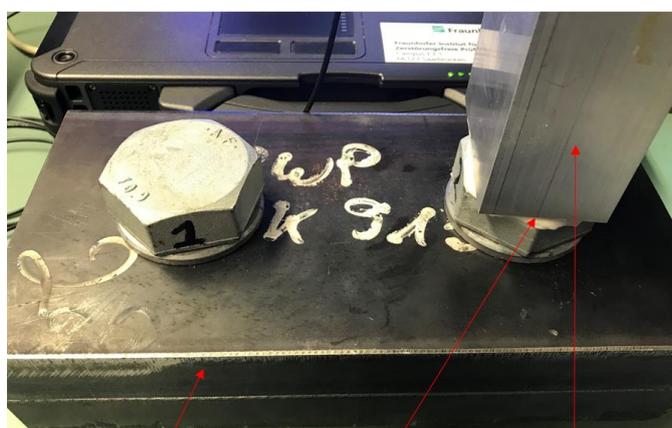


Abbildung 4-23: Messaufbau sowie das dazugehörige A-Bild einer Messung mit dem elektromagnetischen Ultraschallwandler des Hybridprüfkopfes an einer M36 Schraube

Für diese Versuche wurde wiederum mit der existierenden Laborelektronik und einer Mittenfrequenz von 2 MHz gearbeitet, das Signal bandpassgefiltert, sowie 128 gemittelte A-Bilder zur Darstellung verwendet. Das Messergebnis (Abbildung 4-23 rechts) zeigt die aufgenommene Rückwändechnfolge der angeregten Transversalwelle beim zweimaligen Durchlaufen der Schraubenslängsachse. Die Amplitude des empfangenen Signals weist ein für eine Spannungsbestimmung

genügend hohes S/N auf, welches aber auch in jedem Fall verbessert werden kann. Grund hierfür liegt in der Stempelung des Schraubenkopfes und der Größe des Wandlergehäuses, wodurch sich eine direkte Ankopplung des Prüfkopfes auf dem Schraubenkopf nicht realisieren ließ und mit entsprechendem Lift-Off gearbeitet werden musste, mit Auswirkung auf die allgemeine Performance der elektromagnetischen Anregung und den Empfang. Geeignete Modifikationen, wie z.B ein nach unten schräg zulaufendes Gehäuses oder einen generell kleineren Prüfkopfaufbau, lassen sich jedoch leicht umsetzen und an geforderte Prüfaufgaben anpassen.

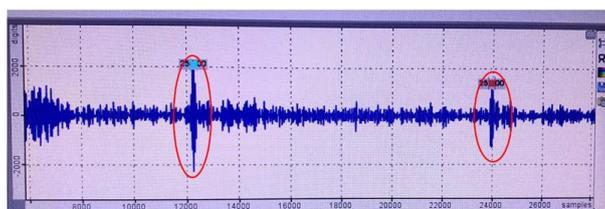
Analog wurden Testmessungen an derselben Schraubverbindung unter Einsatz des integrierten piezoelektrischen Prüfkopfes durchgeführt. Für diese Versuche wurde eine existierende industrietaugliche Peripherie zur Ultraschall-Laufzeitmessungen verwendet, die eine flexible Parametrierung zur Prüfung zulässt. Es wurde mit einer Anregungsfrequenz von 5 MHz gearbeitet, das Signalbandpassgefiltert und 64 gemittelte A-Bilder zur Signaldarstellung verwendet. Auch für diesen Fall musste bedingt durch die Stempelung und die Größe des Wandlergehäuses mit entsprechender Abhebung gearbeitet werden. Der Spalt, der sich durch die Stempelung und der Oberfläche des Schraubenkopfes ergab, konnte allerdings durch reichlich Koppelmittel ausgefüllt werden. Analog zur EMUS-Laufzeitmessungen ist in Abbildung 4-24 der generelle Messaufbau (links) und das entsprechende A-Bild (rechts) dargestellt.



Verschraubte
Blechverbindung

Koppelmittel

EMUS-Piezo-Kombi-
Wandler



RWE-Folge Longitudinalwelle ○

Abbildung 4-24: Messaufbau sowie das dazugehörige A-Bild einer Messung mit dem piezoelektrischen Ultraschallwandler des Hybridprüfkopfes an einer M36 Schraube

Für eine spätere Anwendung kann auch in diesem Fall das Prüfkopfdesign durch die oben erwähnten Modifikationen an individuelle Prüfaufgaben angepasst werden.

Weiterhin wurden im Hinblick auf mögliche Unterwasseranwendungen Versuche bezüglich einer Ultraschallspannungsmessung unter Einsatz des EMUS-Wandlers durchgeführt. Auf Untersuchungen mittels piezoelektrischem Prüfkopf wurde hierbei verzichtet, da Anwendung im Bereich der Tauchtechnik eine seit Jahren etablierte Technologie zur Ultraschallprüfung darstellen. Um die EMUS Anwendung zu erproben wurde in einem Stichversuch eine Aluminiumprobe mit den Abmaßen 50 mm x 50 mm x 30 mm in einem mit Wasser gefüllten Becken platziert, der Hybridwandler aufgesetzt und bis zu einem Drittel eingetaucht, sodass die elektromagnetische angeregte Transversalwelle sowie deren Empfang „Unterwasser“ stattfindet. Der prinzipielle Aufbau sowie das dazugehörige A-Bild mit Rückwandechofolge der Transversalwelle sind Abbildung 4-25 zu entnehmen.

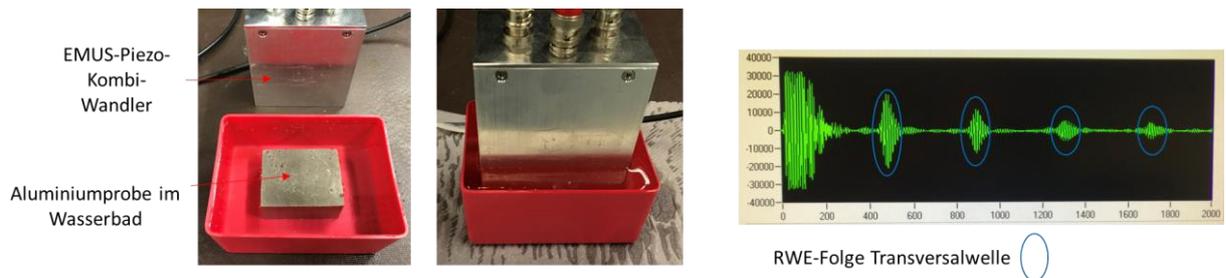


Abbildung 4-25: Messaufbau sowie das dazugehörige A-Bild einer Unterwassermessung mit dem elektromagnetischen Ultraschallwandler des Hybridprüfkopfes an einer Aluminiumprobe

Der Versuch hat gezeigt, dass auch Messungen unter Wasser mit einem elektromagnetischen Ultraschallwandler möglich sind. Eine industrietaugliche Anwendung erfordert allerdings zusätzliche Maßnahmen hinsichtlich der Auslegung der Dichtheit der zu verwendenden Ansteuerelektronik, Verbindungskabel der Elektronik und des Wandlers, Steckverbinder sowie des EMUS-Wandlers selbst.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass sich die im Rahmen des Projektes entwickelten Wandler Designs für eine zwei Modenanregung mittels EMUS sowie der entwickelte Hybridprüfkopf aus der Kombination der elektromagnetischen und piezoelektrischen Ultraschallanregung verwertbare Signale im Hinblick auf eine Ultraschall-Spannungsbestimmung liefern und eine solide Grundlage gelegt werden konnte, auf der für weitere spezifischen Prüfscenarien hinsichtlich einer Applikation an Schrauben, auch Unterwasser, aufgebaut werden kann. Die aktuellen Designs sind hinsichtlich der Effizienz der Ultraschallwellenanregung noch zu optimieren, damit auch Unterwassermessungen möglich werden. Das EMUS-Wandler Design muss hierfür auf eine effizientere Longitudinalwellenanregung ausgelegt werden. Für den Kombinationswandler, bestehend aus einem piezoelektrischen Wandler und einem EMUS-Wandler, muss der Aufbau bzw. das Design bezüglich Koppelschicht des piezoelektrischen Wandlers angepasst werden. Der Mehraufwand, der sich im Rahmen der Untersuchungen ergeben hat, führte dazu, dass eine direkte Überführung des Konzepts im Projektumfang nicht mehr möglich war.

5 Experimentelle Untersuchungen – Arbeitspaket 4

5.1 Auswertemethodik

Eine ausführliche Berechnung des Geometriefaktors, Referenzquerschnittes und der Vorspannkraft mittels der Ein- und Zwei-Moden-Methode wird hier exemplarisch an einem Schraubfall durchgeführt. Die Rechnungen sind analog auf die weiteren Varianten, entsprechend ihrer geometrischen und schraubfallspezifischen Kenngrößen anzupassen.

Es wurden keine experimentell ermittelten K -Werte für die HV-Schraubverbindungen in den Montageversuchen bestimmt. Stattdessen wird mittels der entwickelten Gleichungen, siehe Kapitel 4.1, eine Geometriekompensation durchgeführt, die es ermöglicht, den K -Wert, aus den Zugversuchen, für den jeweiligen Werkstoff auf die betrachteten Schraubfälle umzurechnen.

Im ersten Schritt wird der an den Zugproben ermittelte K -Wert in einen materialspezifischen K -Wert umgerechnet. Hierfür werden die geometrischen Kenngrößen sowie die schraubfallspezifischen Parameter benötigt. Für die Ermittlung der K -Werte im Zugversuch wurden Gewindebolzen genutzt. Nachfolgend werden die benötigten Parameter aufgelistet.

Geometrische und schraubfallspezifische Parameter:

- Klemmlänge: $KL = 100$ mm
- Gewindelänge: $GL = 48$ mm
- Schaftlänge: $SL = 100$ mm
- Einschraubtiefe: $ET = 45$ mm
- Bolzenlänge: $BL = 196$ mm
- Durchmesser: $D = 16$ mm
- Gewindesteigung: $P = 2$ mm
- Überstand: $U = 3$ mm
- Fase an der Gewindekuppe: $FG = 4$ mm

In Abbildung 5-1 werden die geometrischen und schraubfallspezifischen Parameter abgebildet.

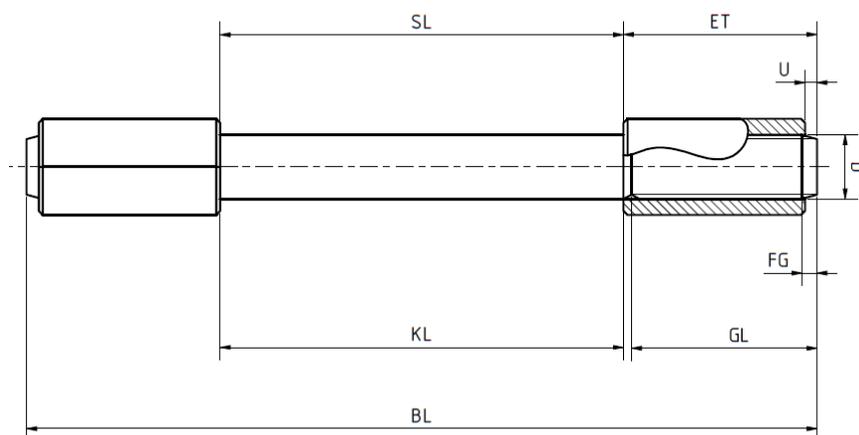


Abbildung 5-1: Schematische Darstellung der schraubfallspezifischen und geometrischen Parameter

Der Gewindebolzen besitzt an jedem Ende ein Gewinde der Länge 48 mm. Die Einschraubbedingung ist symmetrisch, weshalb die Einschraubtiefe ebenfalls nur einmal angegeben ist. Für den Werkstoff 32CrB4, mit einem feuerverzinkten (HT) Oberflächenschutzsystem und einer Festigkeitsklasse von 10.9, wurde ein K -Wert von $K_{\text{Gewindebolzen}}(32CrB4) = 15521 \frac{\text{N}}{\%}$ ermittelt.

Dieser Wert wird ermittelt, indem während eines Zugversuches neben der aufgetragenen Kraft simultan die Laufzeit mitgeschrieben wird.

Basierend auf dem ermittelten K -Wert an den Gewindebolzen und den gegebenen geometrischen und schraubfallspezifischen Parametern wird der materialspezifische K -Wert K_{32CrB4} berechnet. Im ersten Schritt ist zu überprüfen, ob der Gewindebolzen die Mindestbauteillänge erfüllt.

Schritt 1: Überprüfen der Mindestbauteillänge:

Um zu überprüfen, ob die Mindestbauteillänge erfüllt ist, werden die Gleichungen (4-6) und (4-10) genutzt.

$$L_{GL,D}^{GW,konst} = GL + D = 2 * (48 \text{ mm} + 16 \text{ mm}) = 128 \text{ mm} \quad (5-1)$$

$$BL_{GL,D,P}^{min} = L_{GL,D}^{GW,konst} + (L_{KH,D}^{AS,konst} - KH) = L_{GL,D}^{GW,konst} = 128 \text{ mm} \quad (5-2)$$

Da die Bolzenlänge 196 mm beträgt, ist die geforderte Mindestbauteillänge erfüllt. Im nächsten Schritt (2) wird der Geometriefaktor berechnet.

Schritt 2: Berechnung Geometriefaktor:

Da der Gewindebolzen an beiden Enden ein Gewinde aufweist und der Schraubfall symmetrisch ist, genügt es, das Gewindemodul und das Schaftmodul zu berechnen.

Gewindemodul:

Zur Berechnung des Gewindemoduls ist zuerst noch die Berechnung des Kernquerschnitts (Gleichung (4-9)) im Gewinde nötig.

$$D_3 = D - 1,22687P = 16 \text{ mm} - 1,22687 * 2 \text{ mm} = 13,55 \text{ mm} \quad (5-3)$$

$$A_3 = \pi \left(\frac{D_3}{2} \right)^2 = \pi \left(\frac{13,54626 \text{ mm}}{2} \right)^2 = 144,12 \text{ mm}^2 \quad (5-4)$$

Die Schaftfläche A ergibt sich folgendermaßen:

$$A = \pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 = \pi \left(\frac{16 \text{ mm}}{2} \right)^2 = 201,06 \text{ mm}^2 \quad (5-5)$$

In der Berechnungsformel, Gleichung (4-8) des Gewindemoduls, muss der Schraubfall berücksichtigt werden. Der Gewindebolzen wird in Zugmuttern eingeschraubt mit einem Überstand von 3 mm an beiden Seiten. Da der Gewindeauslauf von M16 Gewinde nach Norm 5 mm beträgt, muss das tragende Gewinde berechnet werden und in der Flächenintegralberechnung genutzt werden. Zusätzlich wird noch 1 mm zu dem Parameter FG addiert, da auch die verwendete Zugmutter eine Fase besitzt.

$$GL_{tragend} = GL - FG = 48 \text{ mm} - 5 \text{ mm} = 43 \text{ mm} \quad (5-6)$$

Da die tragende Gewindelänge kleiner als die Länge der Zugmutter ist, muss die Einschraubtiefe ebenfalls angepasst werden.

$$ET_{\text{tragend}} = GL_{\text{tragend}} = 43 \text{ mm} \quad (5-7)$$

$$FI^{\text{GW}} = \left(-0,47 \frac{A}{A_3}\right) ET_{\text{tragend}} + \left(1,115 \frac{D}{D_3}\right) GL_{\text{tragend}} + D = 44,435 \text{ mm} \quad (5-8)$$

Ausgehend von der Symmetrie des Schraubfalls ist es möglich, dass soeben berechnete Flächenintegral für beide Gewinde zu nutzen. Als nächstes wird das Schaftmodul berechnet.

Schaftmodul:

Aufgrund der Normierung auf die Schaftspannung kann das Flächenintegral für den Schaft wie in Gleichung (4-7) berechnet werden:

$$FI^{\text{Schaft}} = [BL - 2 * (L^{\text{GW,konst}})] = [196 \text{ mm} - 2(48 \text{ mm} + 16 \text{ mm})] = 68 \text{ mm} \quad (5-9)$$

Flächenintegral:

Nachdem die Flächenintegrale der einzelnen Module berechnet sind, werden diese zu dem Gesamtflächenintegral summiert, siehe Gleichung (4-3).

$$FI_{(m)\text{Gewindebolzen}} = FI^{\text{GW}} + FI^{\text{Schaft}} = 44,435 \text{ mm} * 2 + 68 \text{ mm} = 156,87 \text{ mm} \quad (5-10)$$

Geometriefaktor:

Der Geometriefaktor wird wie in Gleichung (4-2) berechnet.

$$N_{(m)\text{Gewindebolzen}}^{\text{sim}} = \frac{FI_{(m)\text{Gewindebolzen}}}{BL} = \frac{156,87 \text{ mm}}{196 \text{ mm}} = 0,800 \quad (5-11)$$

Um eine erfolgreiche Übertagung der Einheiten zu gewährleisten, muss der Referenzquerschnitt berechnet werden.

Referenzquerschnitt:

Die Betrachtung des Referenzquerschnittes basiert auf einer Wirkungslänge, siehe Gleichung (4-12). Die Referenzfläche berechnet sich nach Formel (4-11).

$$L_{\text{Wirkung}} = KL + 2 * 0,4 * D = 100 \text{ mm} + 0,8 * 16 \text{ mm} = 112,8 \text{ mm} \quad (5-12)$$

$$A_{\text{ref}} = \frac{(\text{GewindeunterLast} + 2 * 0,4D) A_3 + (\text{Schaft})A}{L_{\text{Wirkung}}} = 194,6 \text{ mm}^2 \quad (5-13)$$

K-Material:

Der materialspezifische K-Wert wird durch Multiplikation mit dem Geometriefaktor und Division durch die Referenzquerschnittsfläche, wie in Gleichung (4-1), erhalten.

$$K_{32\text{CrB4}} = 15521 \frac{\text{N}}{\%00} * \frac{1}{A_{\text{ref}}} * N_{(m)\text{Gewindebolzen}}^{\text{sim}} = 63,8 \frac{\text{MPa}}{\%00} \quad (5-14)$$

Der materialspezifische K -Wert K_{32CrB4} bildet die Grundlage für die Berechnung der schraubfall-spezifischen K -Werte.

Für die Kalkulation der schraubfall-spezifischen K -Werte wird ebenfalls der Geometriefaktor und der entsprechende Referenzquerschnitt benötigt.

Schraubfall:

Nachfolgend wird exemplarisch die Berechnung des schraubfall-spezifischen K -Wertes auf Basis des zuvor berechneten Materialkennwertes, $K_{32CrB4} = 63,8 \frac{MPa}{\%}$, durchgeführt.

Bei dem betrachteten Schraubfall handelt es sich um eine M16x160 der FK 10.9 (feuerverzinkt, HT). Das Klemmpaket besteht aus 2 Blechen der Stärke 30 mm und zwei HV-Scheiben (4 mm). Wie bei der Berechnung des Materialkennwertes, werden im ersten Schritt die geometrischen Kenngrößen des Schraubfalls angegeben. In Abbildung 5-2 ist exemplarisch ein Foto eines verspannten Schraubpakets dargestellt.



Abbildung 5-2: Verspanntes Blechpaket.

Nachfolgend werden die geometrischen Kenngrößen aufgelistet, siehe :

- Schraubendurchmesser: $D = 16$ mm
- Schraubenlänge: $BL = 160$ mm
- Kopfgeometrie: Außensechskant
- Kopfhöhe: $KH = 10$ mm
- Klemmlänge: $KL = 68$ mm
- Gewindelänge: $GL = 100$ mm
- Einschraubtiefe: $ET = 13$ mm
- Überstand: $U = 79$ mm
- Fase am Ende der Gewindekuppe: $FG = 4$ mm
- Gewindesteigung: $P = 2$ mm
- Schaftlänge: $SL = 60$ mm
- Material: 32CrB4
- K-Faktor-Material: K_{32CrB4}

In Abbildung 5-3 werden schematisch die benötigten Parameter zur analytischen Berechnung des K -Wertes dargestellt.

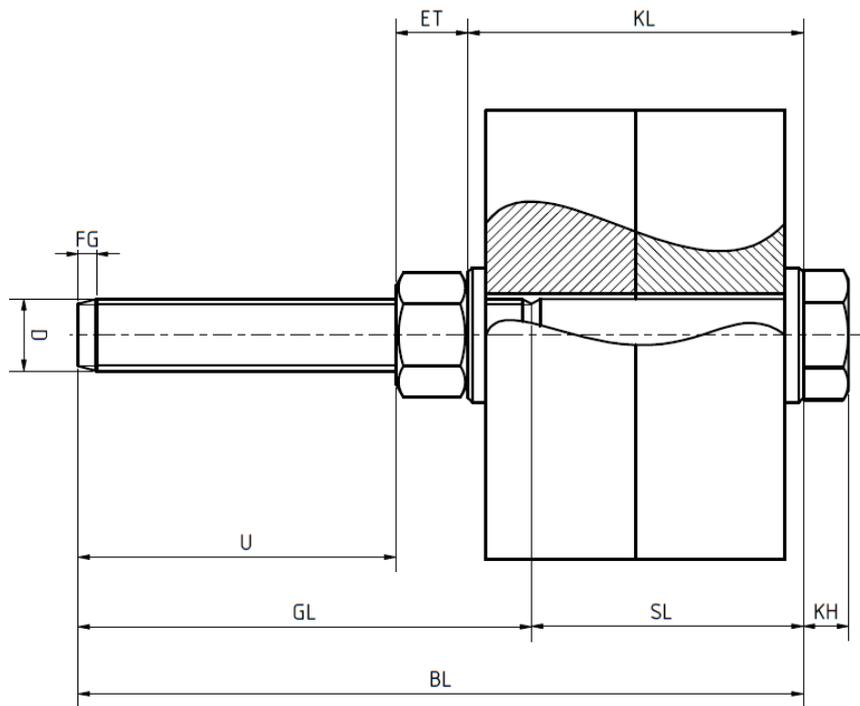


Abbildung 5-3: Definition der Variablen zur analytischen Berechnung des K -Wertes.

Für den vorliegenden Schraubfall wurde kein K -Wert bestimmt, weshalb der K -Wert analytisch ausgehend von dem Materialkennwert und den geometrischen Kenngrößen des Schraubfalls berechnet werden muss. An dieser Stelle wird die in Kapitel 4.1 beschriebene Geometriekompensation, wie auch zuvor bei der Materialkennwertberechnung, genutzt. Basierend auf den aufgeführten Kenngrößen des Schraubfalls wird der Geometriefaktor, sowie der Referenzquerschnitt berechnet:

Berechnung Geometriefaktor:

Überprüfen der Mindestbauteillänge:

Zur Überprüfung wird die Gleichung (4-10) verwendet.

$$BL_{GL,D,P}^{AS/IS,min} = L_{GL,D}^{GW,konst} + (L_{KH,D}^{AS/IS,konst} - KH) \quad (5-15)$$

Die Integrationslänge des Gewindemoduls ergibt sich wie folgt (siehe Gleichung (4-6)):

$$L^{GW,konst} = GL + D = 100 \text{ mm} + 16 \text{ mm} = 116 \text{ mm} \quad (5-16)$$

Die Integrationslänge des Kopfmoduls ergibt sich aus Gleichung (4-5).

$$\begin{aligned} L^{AS,konst} &= -0,23841 * \left(\frac{D^2}{KH}\right) - 0,30598 * \left(\frac{D}{KH}\right) + 2,85106 * D + 0,52202 \\ &= 39,55 \text{ mm} \end{aligned} \quad (5-17)$$

Die geforderte Mindestbauteillänge beträgt dementsprechend:

$$BL_{GL,D,P}^{AS/IS,min} = 116 \text{ mm} + (39,55 \text{ mm} - 10 \text{ mm}) = 145,55 \text{ mm} \quad (5-18)$$

Die Mindestbauteillänge ist somit für den vorliegenden Schraubfall erfüllt. An dieser Stelle soll angemerkt werden, dass es auch Schraubfälle gibt, für welche diese Mindestbauteillänge nicht erfüllt ist. Beispielsweise ist für den Schraubfall an dem gleichen Blechpaket mit einer Schaftlänge von 20 mm die Mindestbauteillänge nicht erfüllt. Hier müssen fallspezifische Untersuchungen des Geometriefaktors erfolgen und statistisch abgesichert werden. Um trotzdem eine Abschätzung des K -Wertes zu realisieren wird die Geometriekompensation unter der Annahme durchgeführt, dass die Mindestbauteillänge erfüllt wäre. Allerdings sind die so berechneten Werte mit größerer Vorsicht zu bewerten. Wenn die Mindestbauteillänge nicht erfüllt ist, wird das Schaftmodul negativ, da sich die Integrationslängen des Gewinde- und Kopfmoduls überlagern. Inwieweit die Subtraktion des konstanten auf 1 normierten Schaftmoduls die Überschiebung der beiden anderen Module kompensiert ist nicht abschließend geklärt. Somit ist für den Fall, dass die Mindestbauteillänge nicht erfüllt wird von einer Überschätzung des Flächenintegrals auszugehen, da das Schaftmodul die Überschiebung des Kopf- und Gewindemoduls nicht ausreichend kompensieren kann.

Schritt 2: Berechnung Geometriefaktor:

Gewindemodul:

Zur Berechnung des Gewindemoduls wird zuerst der Kernquerschnitt (Gleichung (4-9)) im Gewinde berechnet.

$$D_3 = D - 1,22687P = 16 \text{ mm} - 1,22687 * 2 \text{ mm} = 13,55 \text{ mm} \quad (5-19)$$

$$A_3 = \pi \left(\frac{D_3}{2} \right)^2 = \pi \left(\frac{13,54626 \text{ mm}}{2} \right)^2 = 144,12 \text{ mm}^2 \quad (5-20)$$

Die Schaftquerschnittsfläche A ergibt sich folgendermaßen:

$$A = \pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 = \pi \left(\frac{16 \text{ mm}}{2} \right)^2 = 201,06 \text{ mm}^2 \quad (5-21)$$

Um das Flächenintegral des Gewindemoduls zu berechnen, wird die Gewindelänge hinsichtlich Fase am Ende der Gewindekuppe bzw. des Überstandes angepasst. Der Überstand beträgt für diesen Schraubfall 79 mm, somit spielt die Fase am Ende der Gewindekuppe für diesen Fall keine Rolle, da er mit 5 mm geringer als der Überstand ist. Folglich muss die Gewindelänge um 79 mm gekürzt werden.

$$GL_{\text{tragend}} = GL - U = 100 \text{ mm} - 79 \text{ mm} = 21 \text{ mm} \quad (5-22)$$

Die Einschraubtiefe bleibt in diesem Fall gleich der Höhe der Mutter, da in der Mutter ausschließlich tragende Gewindegänge vorhanden sind.

$$ET_{\text{tragend}} = 13 \text{ mm} \quad (5-23)$$

Das Gewindemodul ergibt sich nach Gleichung (4-8).

$$FI^{GW} = \left(-0,47 \frac{A}{A_3} \right) ET_{\text{tragend}} + \left(1,115 \frac{D}{D_3} \right) GL_{\text{tragend}} + D = 35,13 \text{ mm} \quad (5-24)$$

Kopfmodul:

Nachdem das Gewindemodul berechnet ist, wird das Kopfmodul nach Gleichung (4-4) berechnet.

$$FI^{AS} = -0,07312 * \left(\frac{D^2}{KH}\right) - 0,2956 * \left(\frac{D}{KH}\right) + 2,02718 * D - 0,55746 = 29,53 \text{ mm} \quad (5-25)$$

Schaftmodul:

Das Schaftmodul ergibt sich aus der Differenz der Schraubengesamtlänge zu den Integrationslängen von Kopf- und Gewindemodul, siehe Gleichung (4-7):

$$FI^{Schaft} = BL + KH - L^{AS,konst} - L^{GW,konst} = 14,45 \text{ mm} \quad (5-26)$$

Flächenintegral:

Auf Basis der berechneten Flächenintegrale der drei Modulbausteine lässt sich das Flächenintegral der kompletten Schraube berechnen, wie in Gleichung (4-3) dargestellt.

$$FI_{(m)Schraubfall} = FI^{AS} + FI^{GW} + [(BL + KH) - (L^{AS,konst} + L^{GW,konst})] = 79,1 \text{ mm} \quad (5-27)$$

Geometriefaktor:

Der Geometriefaktor ergibt sich nun als Quotient aus dem Flächenintegral des Schraubfalls und dem Flächenintegral eines Rechtecks mit der Höhe 1 und der Schraubenlänge, siehe Gleichung (4-2).

$$N_{(m)Schraubfall}^{sim} = \frac{FI_{(m)Schraubfall}}{BL + KH} = 0,465 \quad (5-28)$$

Referenzquerschnitt:

Für die Berechnung des schraubfallspezifischen K -Wertes wird noch der passende Referenzquerschnitt für diesen Schraubfall ermittelt. Hierfür werden die Gleichung (4-11) und (4-12) verwendet.

$$L_{Wirkung} = KL + 0,4 * D + 0,5D = 100 \text{ mm} + 0,9 * 16 \text{ mm} = 114,4 \text{ mm} \quad (5-29)$$

$$A_{ref} = \frac{(Gewindeunterlast + 0,4D) A_3 + (Schaft + 0,5D)A}{L_{Wirkung}} = 191,1 \text{ mm}^2 \quad (5-30)$$

 K -Material:

Der schraubfallspezifische K -Wert wird, wie in Gleichung (4-1) berechnet:

$$K_{Schraubfall} = K_{32CrB4} * A_{ref} * \frac{1}{N_{(m)Schraubfall}^{sim}} = 26335 \frac{\text{N}}{\%} \quad (5-31)$$

Nachdem der schraubfallspezifische K -Wert vorliegt, kann die Berechnung der Vorspannkraft mittels der Ein-Moden-Methode erfolgen. Hierzu wird ausgehend von der Laufzeit im spannungsfreien Zustand die relative Laufzeitänderung zum gespannten Zustand berechnet. Anschließend

wird die relative Laufzeitänderung einfach mit dem ermittelten K -Faktor multipliziert, siehe Gleichung (2-7).

Zwei-Moden-Methode:

Um die Zwei-Moden-Methode anwenden zu können, muss sowohl die Laufzeit der Longitudinalwelle als auch die der Transversalwelle gemessen werden. Um ein möglichst präzises Ergebnis zu erhalten, muss an einer Referenzschraube der Q_0 Wert bestimmt werden. Hierbei ist zu beachten, dass dies für ein Sensorpaar und eine Schraubenvariante durchzuführen ist. Es kann beispielsweise eine Referenzmessung an einer baugleichen Schraube aus dem Lagerbestand oder einer ausgebauten Schraube erfolgen. Somit ist der Vorteil der Zwei-Moden-Methode gegeben, dass nach einmaligen referenzieren die Vorspannkraftbestimmung an beliebig vielen Schrauben der gleichen Variante (gleicher Schraubfall) durchgeführt werden kann.

Wie soeben erläutert wird auch für dieses Beispiel an einer baugleichen Schraube der Q_0 Wert gemessen.

Basierend auf diesem einmalig gemessenen Referenzzustand, wird in nachfolgender Rechnung dargelegt, wie die benötigte Steigung aus den K -Werten der Transversalwelle und Longitudinalwelle ermittelt wird.

Berechnung Steigung der Q-Wert-Geraden:

Nachstehend werden die benötigten Kenngrößen aufgelistet, um die Steigung, aus Gleichung (2-10), der schraubfallspezifischen Q -Wert Geraden zu ermitteln.

Benötigte Kenngrößen:

- $K_{\text{Schraubfall,Long}}$
- $K_{\text{Schraubfall,Trans}}$
- t_{T0}
- t_{L0}

Die beiden Kenngrößen t_{T0} und t_{L0} werden, wie zuvor beschrieben an einer Referenzschraube aufgenommen. Der Quotient aus t_{T0} und t_{L0} gibt den Q_0 Wert an.

Neben den gegebenen Kenngrößen wird eine Kraft F frei gewählt. Anschließend wird über die nachfolgende Gleichung (5-32) der Q Wert für die gewählte Kraft F berechnet.

$$Q = \frac{\frac{F * t_{T0}}{K_{\text{Schraubfall,Trans}} * 1000} + t_{T0}}{\frac{F * t_{L0}}{K_{\text{Schraubfall,Long}} * 1000} + t_{L0}} \quad (5-32)$$

In Gleichung (5-32) wird der Faktor 1000 mit den K -Werten der beiden Wellenarten multipliziert, da diese üblicherweise in der Einheit $\frac{N}{\text{mm}^2}$ angegeben werden. Da es sich bei Gleichung (5-32) um einen Bruch handelt, dürfen für F keine beliebig großen Zahlen gewählt werden, da dieser Ausdruck gegen einen konstanten Grenzwert konvergiert, für eine Kraft die gegen unendlich läuft. Aus diesem Grund wird eingeführt, dass F frei wählbar ist, solange F unterhalb der Streckgrenze des jeweiligen Werkstoffes liegt.

Dieses vorgehen wird im Folgenden ebenfalls auf den zuvor berechneten Schraubfall übertragen. Bei dem betrachteten Schraubfall handelt es sich um eine M16x160 der FK 10.9 (feuerverzinkt, HT). Das Klemmpaket besteht aus 2 Blechen der Stärke 30 mm und zwei HV-Scheiben (4 mm). Von jedem Schraubfall wurden immer 3 Proben getestet, zu jeder dieser Proben wurde dabei auch immer die Laufzeiten der beiden Wellenarten im spannungsfreien Zustand gemessen. Hierdurch kann immer ein Q_0 Wert, als Referenzbasis verwendet werden.

Die K -Werte der Transversal- und Longitudinalwelle sind aus den Grundcharakterisierungsversuchen bekannt. Wie bei der Bestimmung des schraubfallspezifischen K -Wertes müssen die beiden K -Werte auch für diesen Fall geometriekompensiert werden. Die geometrische Anpassung erfolgt analog, wie bereits durchgeführt.

Die Probengeometrie der Zugprobe für die Grundcharakterisierung und den Schraubfall sind identisch, aus diesen Gründen können die Geometriefaktoren aus obiger Rechnung übertragen werden.

Im Folgenden werden die gemessenen Kenngrößen aufgeführt.

Gemessene Kenngrößen:

- $K_{\text{Gewindebolzen,Trans}}(32CrB4) = 39193 \frac{\text{N}}{\%}$
- $K_{\text{Gewindebolzen,Long}}(32CrB4) = 15521 \frac{\text{N}}{\%}$
- $t_{T0} = 104276 \text{ ns}$
- $t_{L0} = 57006 \text{ ns}$
- $N_{\text{Gewindelbolzen}} = 0,800$
- $N_{\text{Schraubfall}} = 0,465$
- $A_{\text{ref,Gewindebolzen}} = 194,6 \text{ mm}^2$
- $A_{\text{ref,Schraubfall}} = 191,1 \text{ mm}^2$

Im ersten Schritt werden die schraubfallspezifischen K -Werte der beiden Wellenarten berechnet, hierfür wird die Gleichung (4-1) genutzt. Die gemessenen K -Werte werden aus den Versuchen der Grundcharakterisierung mit den Geometriefaktoren multipliziert und durch die Referenzflächen dividiert. Durch diese Rechnung sind die materialspezifischen K -Werte geben.

$$K_{\text{Material,Trans}}(32CrB4) = K_{\text{Gewindebolzen,Trans}}(32CrB4) * \frac{N_{\text{Gewindelbolzen}}}{A_{\text{ref,Gewindebolzen}}} = 160,1 \frac{\text{MPa}}{\%} \quad (5-33)$$

$$K_{\text{Material,Long}}(32CrB4) = K_{\text{Gewindebolzen,Long}}(32CrB4) * \frac{N_{\text{Gewindelbolzen}}}{A_{\text{ref,Gewindebolzen}}} = 63,8 \frac{\text{MPa}}{\%} \quad (5-34)$$

Ausgehend von den materialspezifischen K -Werten werden die schraubfallspezifischen K -Werte berechnet. Die materialspezifischen K -Werte sind in der Einheit $\frac{\text{MPa}}{\%}$ angegeben, um auf den schraubfallspezifischen K -Wert zu schließen, muss deshalb mit der Referenzfläche multipliziert und durch den Geometriefaktor dividiert werden. Auch für diese Rechnung wird Gleichung (4-1) genutzt. Es ist darauf zu achten, ob der materialspezifisch oder schraubfallspezifische K -Wert berechnet werden soll, da die Gleichung (4-1) entsprechend umzuformen ist.

$$K_{\text{Schraubfall,Trans}}(32CrB4) = K_{\text{Material,Trans}}(32CrB4) * \frac{A_{\text{ref,Schraubfall}}}{N_{\text{Schraubfall}}} = 66216 \frac{\text{N}}{\%} \quad (5-35)$$

$$K_{\text{Schraubfall,Long}}(32CrB4) = K_{\text{Material,Long}}(32CrB4) * \frac{A_{\text{ref,Schraubfall}}}{N_{\text{Schraubfall}}} = 26223 \frac{\text{N}}{\%} \quad (5-36)$$

Nachdem die benötigten Kenngrößen analytisch berechnet sind, kann die Gleichung (5-32) zur Berechnung des Q -Wertes genutzt werden. Für den Kraftwert F wird ein Wert von 100000 N festgesetzt. Hierbei wurde der Kraftwert so ausgewählt, dass er unterhalb der Streckgrenze des Materials liegt.

Mithilfe des ermittelten Q -Wertes und dem zugehörigen Q_0 Wert ist es möglich die Steigung der Q -Wert Geraden zu bestimmen. Anzumerken ist das in Gleichung (5-37) $F_0 = 0N$ und somit passend zum gemessenen Q_0 Wert ist.

$$S = \frac{Q - Q_0}{(F - F_0)} \quad (5-37)$$

Basierend auf dem gemessenen Referenzwert Q_0 und dem berechneten Steigungswert S ist eine Vorspannkraftberechnung für beliebig viele Schrauben dieses Schraubfalls möglich. Die Vorspannkraft berechnet sich gemäß Gleichung (2-10).

Nachdem die analytische Berechnung der schraubfallspezifischen K -Werte sowie die Berechnung des Steigungsparameters veranschaulicht wurde, soll darauf hingewiesen werden, dass die so berechneten Genauigkeiten mit den Toleranzangaben der verwendeten Schrauben und auch Schraubfallparameter korrelieren.

5.2 Montageversuche (verspannte Bleche)

Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurde untersucht, ob das Montageverfahren einen Einfluss auf die ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung hat.

Es wurden folgende Montageverfahren untersucht:

- Drehmomentverfahren
- hydraulisches Vorspannen

Beim hydraulischen Vorspannen handelt es sich um ein Montageverfahren, welches eine reine Axialkraft in der Schraube hervorruft, wohingegen beim Drehmomentverfahren neben der Axialbeanspruchung auch eine Torsionsbeanspruchung hervorgerufen wird.

5.2.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Die Untersuchung erfolgte an feuerverzinkten HV-Garnituren, jeweils bestehend aus einer HV-Schraube M16x160 der FK 10.9 aus 32CrB4, zwei HV-Scheiben und einer HV-Mutter. Bei der Montage durch hydraulisches Vorspannen wurden spezielle Zugmutter des Werkzeugherstellers benutzt. Die genaue Geometrie der Zugmutter wurde aufgrund von Patentrechten nicht übermittelt.

Neben dem Montageverfahren wurde in der Versuchsreihe auch die Klemmlänge sowie die Schaft- bzw. Gewindelänge der HV-Schrauben variiert. Die Länge der HV-Schrauben sowie der Durchmesser wurden konstant gehalten. Weitere Details zu den verwendeten HV-Schrauben sind Abschnitt 3.1.2 zu entnehmen.

Durch die Wahl unterschiedlich starker Stahlbleche ($t = 15 \text{ mm}$, $t = 30 \text{ mm}$, $t = 50 \text{ mm}$ und $t = 60 \text{ mm}$, Baustahl S355) sollen 4 verschiedene Klemmlängen realisiert werden. Die geringste Klemmlänge konnte aufgrund der Bauhöhe des Kraftmessrings von ca. 20 mm nicht realisiert werden. Das Versuchsprogramm ist in Abbildung 5-4 dargestellt.



Abbildung 5-4: Versuchsmatrix Montageversuche

Der Einfluss des Montageverfahrens auf die ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung wird in Variante 2 und 3 untersucht. Variante 1 konnte nicht hydraulisch vorgespannt werden, da der Gewindeüberstand zu groß ist. Hier kann nur der Einfluss der Schaft- bzw. Gewindelänge der HV-Schraube untersucht werden kann.

Um die ultraschallbasiert ermittelten Vorspannkkräfte nach der Montage beurteilen zu können, wurde sich im Rahmen dieser Versuchsreihe ein Kraftmessring zur Referenzmessung verwendet. In den Blechen wurden spezielle Bohrungen bzw. Fräsungen für den Kraftmessring eingebracht, um den Kraftmessring unter Kopf der HV-Schraube zu platzieren ohne die Klemmlänge zu vergrößern.

Ein 3D-Modell des Versuchsaufbaus und eine Schnittansicht zur Darstellung der Bohrungen bzw. Fräsungen für die Platzierung des Kraftmessrings ist in Abbildung 5-5 dargestellt.

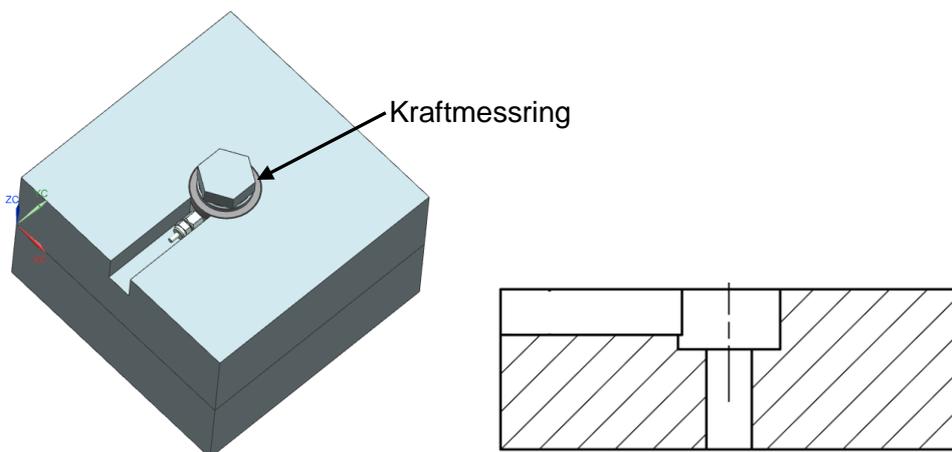


Abbildung 5-5: Versuchsaufbau mit Kraftmessring und Schnittansicht durch oberes Blech (Bohrungen und Fräsungen für Kraftmessring)

Der Kraftmessring wurde vor jedem Montageversuch eigenkalibriert. Die Eigenkalibrierung erfolgte in einer Universalprüfmaschine (Fa. Schenck Trebel, Typ: RM 600) durch Aufbringen unterschiedlich hoher Druckkräfte über eine ebene Druckplatte auf den Kopf der HV-Schraube, siehe Abbildung 5-6.

Die elektrischen Signale des Kraftmessrings wurden für die Eigenkalibrierung bei unterschiedlich hohen Kraftniveaus ausgewertet und daraufhin eine lineare Regression in der Software des Messverstärkers (Fa. HBM, Typ: Spider8) hinterlegt. Eine Überprüfung des eigenkalibrierten Kraftsignals des Kraftmessrings bei einer gewählten Kraftstufe bestätigte eine sehr gute Übereinstimmung mit der Kraftanzeige der Universalprüfmaschine.

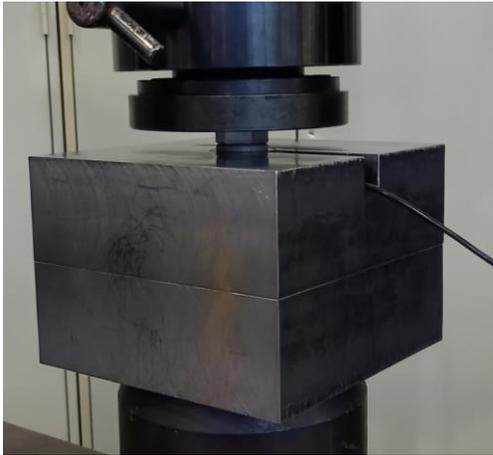


Abbildung 5-6: Eigenkalibrierung des Kraftmessrings im Druckversuch

Die Montage mit dem Drehmomentverfahren (modifiziertes Drehmomentverfahren) erfolgte mit einem digitalen Drehmomentschlüssel (Fa. BAHCO, Typ: IZO-D-340) [33, 34].

Gemäß DIN EN 1090-2 und DIN EN 1993-1-8/NA wurden die HV-Schrauben mit einem Drehmoment $M_{A,MKV} = 250 \text{ Nm}$ angezogen [33, 34]. Die Verschraubung erfolgte normkonform über die HV-Mutter [33].

Die HV-Muttern sind vom Hersteller mit geeigneten Schmiermitteln versehen, so dass diese die k -Klasse K1 nach DIN EN 14399-4 erfüllen [14]. Mit dem aufgetragenen Drehmoment $M_{A,MKV}$ soll die Regel-Vorspannkraft $F_{p,C^*} = 100 \text{ kN}$ nach DIN EN 1090-2 und DIN EN 1993-1-8/NA erreicht werden [33, 34].

Das hydraulische Vorspannen wiederum erfolgte mit einem Schraubenspannzylinder der Firma ITH Schraubtechnik, siehe Abbildung 5-7.

Grundsätzlich muss beim hydraulischen Vorspannen zwischen der durch den Schraubenspannzylinder aufgetragenen Montagevorspannkraft und der verbleibenden Vorspannkraft nach Ablassen des hydraulischen Drucks unterschieden werden. Um die gewünschte Vorspannkraft F_{p,C^*} zu erreichen, muss die Schraubenverbindung höher vorgespannt werden, da es zu Rückfederungsverlusten kommt.

In einem Vorversuch wurde experimentell ermittelt, dass mit einem Rückfederungsverlust von ca. 18 % zu rechnen ist. Mit dieser Kenntnis wurde der notwendige hydraulische Druck für die ganze Versuchsreihe auf 1065 bar festgelegt.

Die speziellen Zugmutter (keine Standard HV-Mutter) wurden vor dem Ablassen des hydraulischen Druckes mit einem Anlegemoment von 20 Nm fixiert.

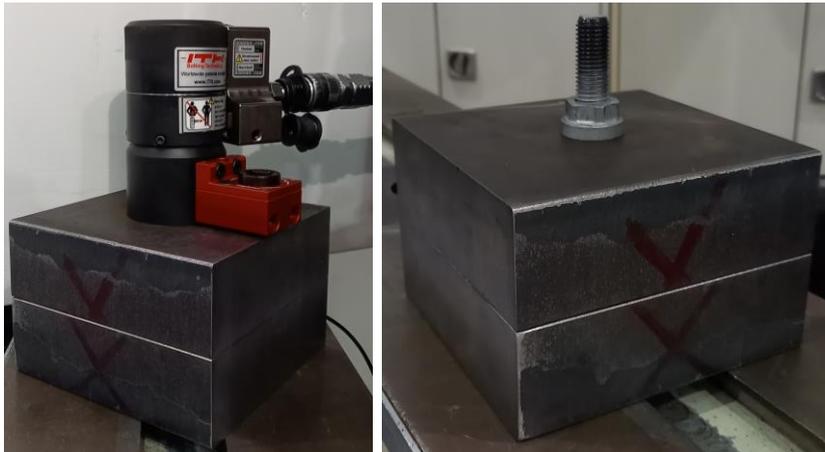


Abbildung 5-7: Hydraulisches Vorspannen der HV-Schrauben M16x160 mit Werkzeug der Firma ITH Schraubtechnik (links), montierte Schraubenverbindung mit spezieller Zugmutter (rechts)

Während des Montagevorgangs wurde das Vorspannkraft-Signal des Kraftmessrings aufgezeichnet, so dass die tatsächlich eingestellte Vorspannkraft ermittelt werden konnte, siehe Abbildung 5-8.

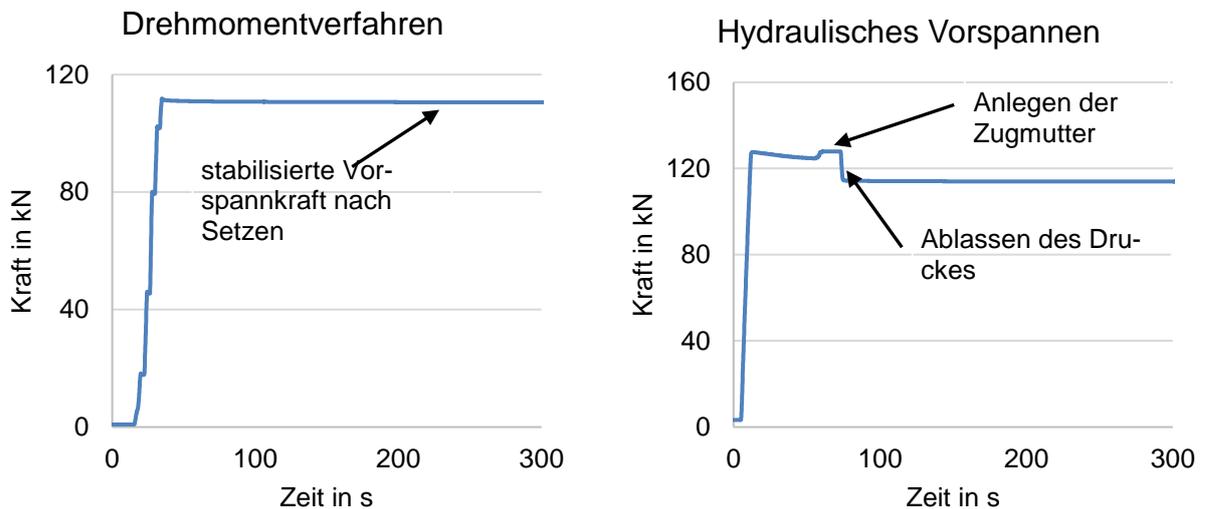


Abbildung 5-8: Vorspannkraft-Signal des Kraftmessrings während der Montage mittels Drehmomentverfahren (links) und hydraulischem Vorspannen (rechts)

Das Vorspannkraft-Signal des Kraftmessrings wurde nach dem Montagevorgang noch über einen gewissen Zeitraum beobachtet. Es wurde so lange mit dem Beginn der Durchführung der Ultraschallmessungen gewartet, bis sich nach einem anfänglichen Abfallen der Vorspannkraft durch Setzen ein annähernd stabiler Zustand eingestellt hat.

Abbildung 5-9 stellt den Ablauf der Ultraschallmessungen an den montierten HV-Schrauben dar. Um eine wiederholbare Positionierung der Ultraschallwandler bezüglich der Schraubenachse zu realisieren wurden Positionierhilfen verwendet.

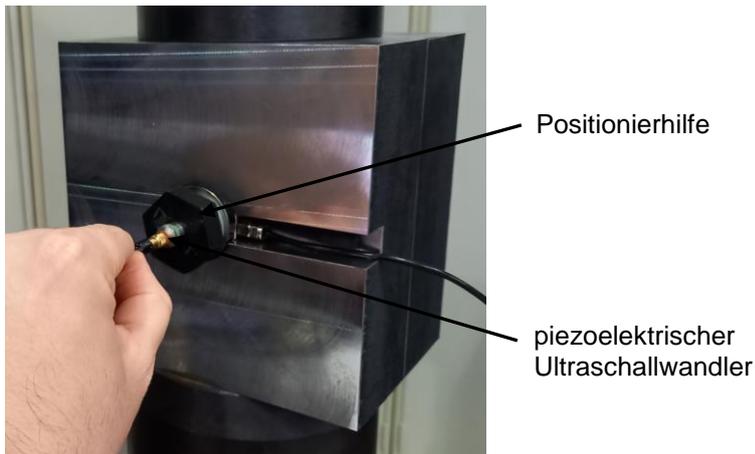


Abbildung 5-9: Messung der Ultraschalllaufzeiten mit Positionierhilfe

Abbildung 5-10 zeigt die Oberflächen der Kuppe und des Kopfes der verwendeten HV-Schrauben. Die Oberflächen wurden nicht maschinell bearbeitet.



Abbildung 5-10: Oberflächen der Kuppe (links) und des Kopfes (rechts) der verwendeten HV-Schrauben

Folgende Ultraschallmessungen (Longitudinal- und Transversalwelle) wurden im Rahmen der Versuchsreihe durchgeführt:

- Messung der Schalllaufzeiten vor der Montage der HV-Schrauben (Nulllaufzeiten)
- Messung der Schalllaufzeiten nach der Montage der HV-Schrauben

Nach der Montage wurden mit den piezoelektrischen Ultraschallwandlern 5 Messungen pro Wellenart, bestehend aus 5 Einzelmesswerten, durchgeführt. Je HV-Schraube liegen somit im montierten Zustand 25 Messwerte für die Longitudinal- und 25 Messwerte für Transversalwellenlaufzeit vor.

Es wurden keine experimentellen K -Werte der HV-Schrauben ermittelt. Die Ermittlung der benötigten K -Werte erfolgte analytisch, Vorgehensweise siehe Kapitel 5.1.

5.2.2 Versuchsergebnisse

Insgesamt wurden drei verschiedene Klemmpakete ($t = 30$ mm, $t = 50$ mm und $t = 60$ mm, Baustahl S355) und sieben unterschiedliche Schraubfälle untersucht. Die Abbildung 5-4 fasst die ausgewählten Varianten zusammen.

Das Klemmpaket ($t = 30$ mm) wird nachfolgend als Variante 1 bezeichnet, die beiden Schraubfälle ($SL = 20$ mm, $SL = 60$ mm) unterteilen die Variante 1 in die Variante 1.1 ($SL = 20$ mm) und die Variante 1.2 ($SL = 60$ mm).

Diese Bezeichnung wird auch für die Klemmpakete mit $t = 50$ mm als Variante 2 mit Variante 2.1 ($SL = 20$ mm) und die Variante 2.2 ($SL = 100$ mm) übertragen.

Gleiches gilt für das Klemmpakete mit $t = 60$ mm. Diese wird in die drei Varianten 3.1 mit $SL = 20$ mm, 3.2 mit $SL = 60$ mm und 3.3 mit $SL = 100$ mm eingeteilt.

Die Tabelle 5-1 fasst die, für diese Schraubfälle, berechneten Geometriefaktoren zusammen. Die Berechnung erfolgte wie in Kapitel 5.1 beschrieben. Die benötigten geometrischen Kenngrößen können Abbildung 5-3 entnommen werden. Die benötigten Gleichungen sind in Kapitel 4.1 angegeben.

Die Tabelle 5-1 fasst die berechneten K -Werte, Geometriefaktoren und Referenzquerschnittsflächen zusammen. Dabei gibt * an, dass für diesen Fall die Mindestbauteillänge nicht erfüllt war. Dennoch wurden auch für diese Fälle die Geometriefaktoren berechnet, mit dem Hinweis, dass der Fehler in der Berechnung potentiell größer ist.

Tabelle 5-1: Berechnete Kenngrößen (Geometriefaktor, Referenzquerschnitt, K -Wert) für die verschiedenen Schraubfallkonfigurationen, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten.

Schraubfall	Geometriefaktor	Referenzquerschnitt in mm^2	K -Wert in $\frac{N}{\%o}$
Variante 1.1	0,54*	163,5	19319
Variante 1.2	0,465	191,1	26223
Variante 2.1	0,85*	157,1	11793
Variante 2.2	0,701	175,8	17695
Variante 3.1	1,005*	155,3	9860
Variante 3.2	0,93	171,4	11760
Variante 3.3	0,856	187,3	13961

Die Tabelle 5-2 gibt die berechneten Steigungsparameter zur Berechnung der Vorspannkraft auf Basis der Zwei-Moden-Methode an. Da die Zwei-Moden-Methode, wie in Kapitel 5.1 erläutert, ein einmaliges Referenzieren benötigt, werden hier die aufgenommen Q_0 -Werte an jeweils einer der Proben als Referenzgröße genutzt. Somit erfolgt die Kraftberechnung der anderen beiden Proben (keine Referenz) mittels der Zwei-Moden-Methode komplett ohne A-priori Informationen und verdeutlicht so auch den Vorteil der Zwei-Moden-Methode, denn es besteht die Möglichkeit bereits verspannte Proben hinsichtlich ihrer Vorspannkraft ohne explizite Kenntnis über die Nulllaufzeit der jeweiligen Probe zu prüfen.

Die Referenzproben in Tabelle 5-2 wurden so gewählt, dass die Q_0 -Werte keine Laufzeitsprünge aufweisen. Dieses Vorgehen ist legitim, da in der Praxis die Referenzmessung an einer Probe aus dem Bestand bzw. einer ausgebauten Probe erfolgt. Somit besteht auch in der Praxis über eine Längenmessung die Möglichkeit nur valide Messungen für den Referenzzustand zu bestimmen. Auch in Tabelle 5-2 kennzeichnet *, dass für diesen Fall die Mindestbauteillänge nicht erfüllt war.

Tabelle 5-2: Berechnete Steigungen der Q-Wert Geraden, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten.

Schraubfall	Steigung in $\frac{1}{N}$	Referenz
Variante 1.1	-5,68988E-08*	Probe 1
Variante 1.2	-4,19668E-08	Probe 1
Variante 2.1	-9,28798E-08*	Probe 1
Variante 2.2	-6,20675E-08	Probe 1
Variante 3.1	-1,109E-07*	Probe 2
Variante 3.2	-9,313E-08	Probe 2
Variante 3.3	-7,853E-08	Probe 2

Da sich für die ziehend angezogenen Pakete geringfügige Änderungen in den Geometrieparametern ergeben, werden zuerst die Ergebnisse der drehend angezogenen Konfigurationen dargestellt.

Wie in 5.2.1 Versuchsaufbau und –durchführung beschrieben, wurde für jeden Schraubfall die Kraft simultan mit einem Kraftmessring gemessen. Da die Ultraschallmethode und der Kraftmessring die gemessene Kraft im gleichen Genauigkeitsbereich angeben, kann der Kraftmessring nicht als Referenzmethode, jedoch als Vergleichsmethode, angesehen werden.

Die folgenden Tabellen (Tabelle 5-3, Tabelle 5-4 und Tabelle 5-5) fassen die ermittelten Kräfte einerseits mit dem Kraftmessring andererseits mit der Ein-Moden-Methode und Zwei-Moden-Methode zusammen.

Tabelle 5-3: Berechnete Vorspannkraft der Kraftmessringe für die drehend verspannten Schraubkonfigurationen.

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
Variante 1.1	115	98	99
Variante 1.2	100	99	100
Variante 2.1	116	106	111
Variante 2.2	88	99	118
Variante 3.1	108	97	111
Variante 3.2	115	100	88
Variante 3.3	102	94	103

In Tabelle 5-5 kennzeichnen die rot markierten Werte Kraftwerte, die durch einen Phasensprung zustande kommen. In der Praxis würden diese Werte verworfen werden und die Messung würde wiederholt werden. Diese Mehrdeutigkeiten (Phasensprünge) in der Laufzeitwerten können entweder durch den Einsatz von Coded Excitation (siehe Kapitel 4.3) unterdrückt werden oder aber durch geeignete Machine Learning basierte Modelle (siehe Kapitel 4.2) klassifiziert werden. Im Rahmen dieser Auswertung wurden für den Fall, dass sowohl valide als auch invalide Messungen der Ultraschalllaufzeit vorliegen, die invaliden aussortiert und nur die validen Werte genutzt.

Tabelle 5-4: Berechnete Vorspannkraft mittels der Ein-Moden-Methode für die drehend verspannten Schraubkonfigurationen, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten.

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
Variante 1.1	106*	88*	91*
Variante 1.2	99	106	105
Variante 2.1	103*	102*	99*
Variante 2.2	96	105	128
Variante 3.1	98*	86*	96*
Variante 3.2	113	96	86
Variante 3.3	105	92	106

In Abbildung 5-11 wurde in einem Balkendiagramm der Vergleich der berechneten Vorspannkraften (Ein-Moden-Methoden) zu den mittels Kraftmessring gemessenen Kräften für die drehend montierten Schrauben dargestellt.

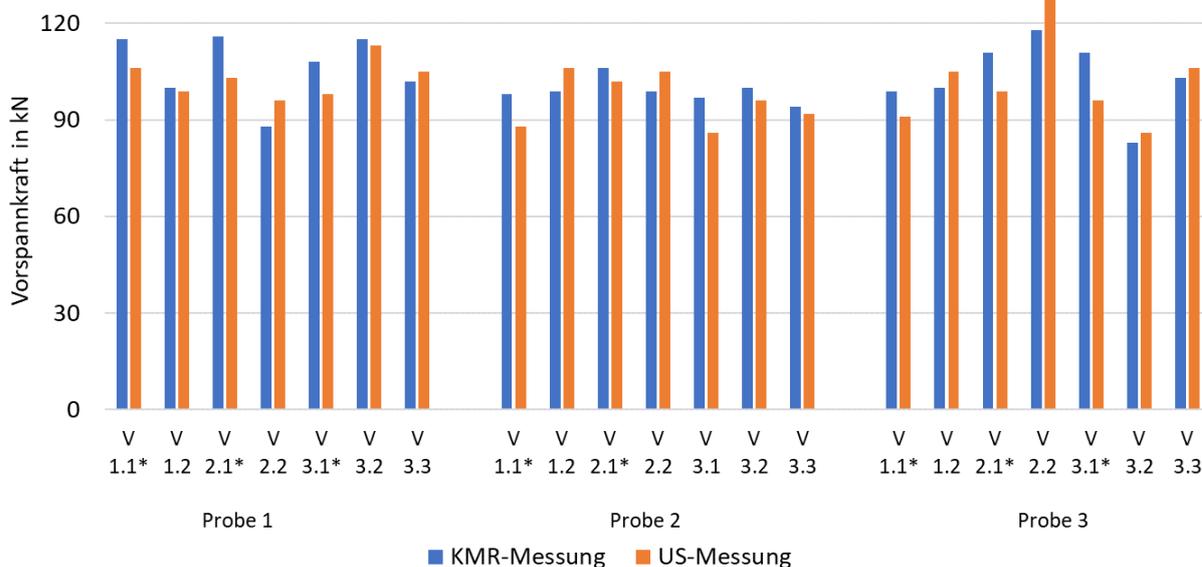


Abbildung 5-11: Berechnete Vorspannkraft mittels der Ein-Moden-Methode für die drehend verspannten Schraubkonfigurationen im Vergleich zu den mittels Kraftmessring gemessenen Vorspannkraften, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten .

Tabelle 5-5: Berechnete Vorspannkraft mittels der Zwei-Moden-Methode für die drehend verspannten Schraubkonfigurationen, Werte in Rot: Phasensprünge.

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
Variante 1.1	118*	103	99*
Variante 1.2	109	115	114
Variante 2.1	109*	108*	107*
Variante 2.2	103	209	139
Variante 3.1	105*	89*	99*
Variante 3.2	121	101	91
Variante 3.3	110	98	37

In Abbildung 5-12 wurde in einem Balkendiagramm der Vergleich der berechneten Vorspannkraften (Zwei-Moden-Methoden) zu den mittels Kraftmessring gemessenen Kräften der drehend montierten Schrauben dargestellt.

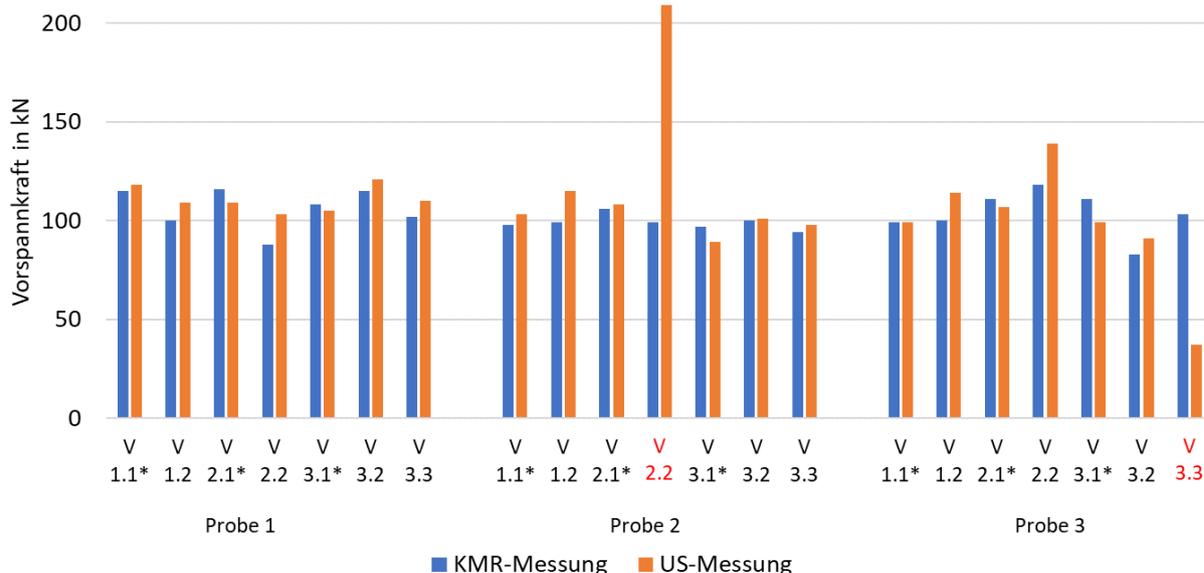


Abbildung 5-12: Berechnete Vorspannkraft mittels der Zwei-Moden-Methode für die drehend verspannten Schraubkonfigurationen im Vergleich zu den mittels Kraftmessring gemessenen Vorspannkraften, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten, Werte in Rot: Phasensprünge.

Für die ziehend angezogenen Schrauben, müssen die geometrischen Parameter angepasst werden, da eine spezielle Zugmutter verwendet wurde. Für die Zugmutter liegt keine technische Zeichnung vor, aus diesem Grund wird die gesamte Zugmutter (16 mm) als Einschraubtiefe angenommen. Mit dem ziehenden Verfahren konnten nur die Varianten 2.1, 2.2, 3.1, 3.2 und 3.3 verspannt werden. Die berechneten Geometriefaktoren sowie die berechneten Steigungsparameter werden in den folgenden Tabelle 5-6 und Tabelle 5-7 angegeben.

Tabelle 5-6: Berechnete Kenngrößen (Geometriefaktor, Referenzquerschnitt, K-Wert) für die verschiedenen Schraubfallkonfigurationen, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten.

Schraubfall	Geometriefaktor	Referenzquerschnitt mm ²	K-Wert $\frac{N}{\%}$
Variante 2.1	0,862*	157,1*	11629*
Variante 2.2	0,712	194,4	17421
Variante 3.1	1,016*	155,3	9753
Variante 3.2	0,942	171,3*	11603*
Variante 3.3	0,867	187,3	13784

Tabelle 5-7: Berechnete Steigungsparameter der Q-Wert Geraden, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten.

Schraubfall	Steigung in $\frac{1}{N}$	Referenz
Variante 2.1	-9,418E-08*	Probe 2
Variante 2.2	-6,305E-08	Probe 2
Variante 3.1	-1,121E-07*	Probe 2
Variante 3.2	-9,43899E-08	Probe 2
Variante 3.3	-7,95295E-08	Probe 2

Die nachstehende Tabelle 5-8 gibt die Kraftmesswerte des Kraftmessringes an.

Tabelle 5-8: Mit den Kraftmessringen gemessene Kraft der ziehend verspannten HV Schrauben, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten.

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
Variante 2.1	103*	115*	111*
Variante 2.2	107	104	108
Variante 3.1	115*	114*	114*
Variante 3.2	107	110	117
Variante 3.3	116	115	116

Die Tabelle 5-9 und die Tabelle 5-10 geben die berechneten Kraftmesswerte einerseits auf Basis der Ein-Moden-Methode, andererseits auf Basis der Zwei-Moden-Methode an.

Tabelle 5-9: Berechnete Vorspannkraft mittels der Ein-Moden-Methode für die ziehend verspannten HV Schrauben.

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
Variante 2.1	92	100	99
Variante 2.2	109	113	112
Variante 3.1	99	96	108
Variante 3.2	105	103	108
Variante 3.3	119	118	117

In Abbildung 5-13 wurde in einem Balkendiagramm der Vergleich der berechneten Vorspannkraften (Ein-Moden-Methoden) zu den mittels Kraftmessring gemessenen Kräften für die ziehend montierten Schrauben dargestellt.

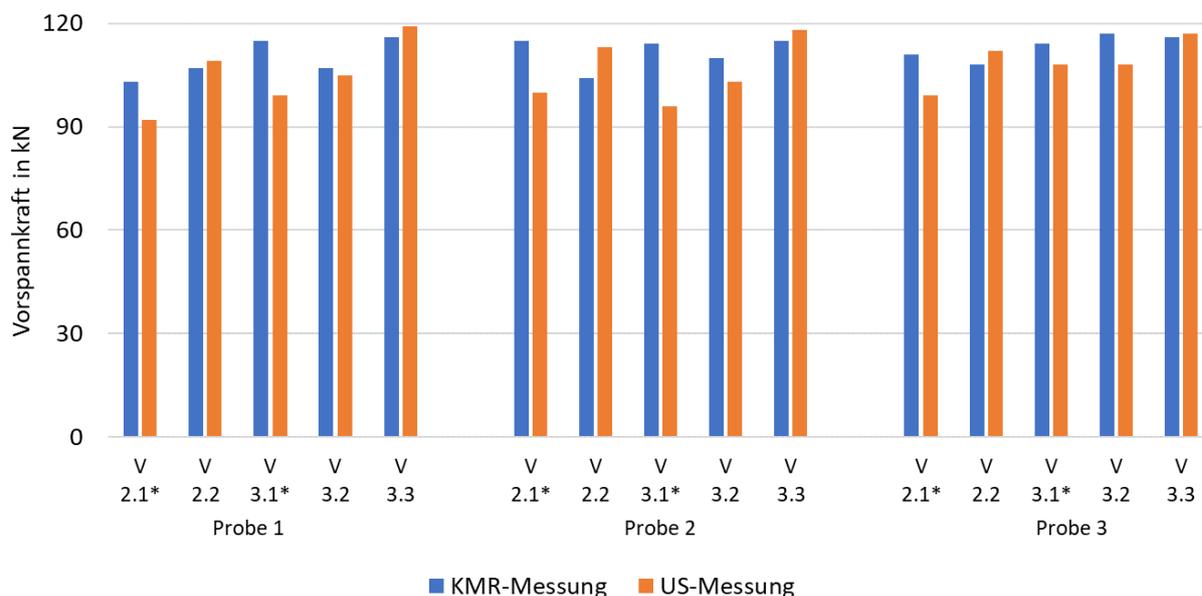


Abbildung 5-13: Berechnete Vorspannkraft mittels der Ein-Moden-Methode für die ziehend verspannten HV Schrauben im Vergleich zu den mittels Kraftmessring gemessenen Vorspannkraften, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten.

Tabelle 5-10: Berechnete Vorspannkraft mittels der Zwei-Moden-Methode für die ziehend verspannten HV Schrauben, Werte in Rot: Phasensprünge, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten.

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
Variante 2.1	91*	41*	101*
Variante 2.2	119	122	208
Variante 3.1	99*	94*	94*
Variante 3.2	107	109	112
Variante 3.3	122	120	49

In Abbildung 5-14 wurde in einem Balkendiagramm der Vergleich der berechneten Vorspannkraften (Zwei-Moden-Methoden) zu den mittels Kraftmessring gemessenen Kräften für die ziehend montierten Schrauben dargestellt.

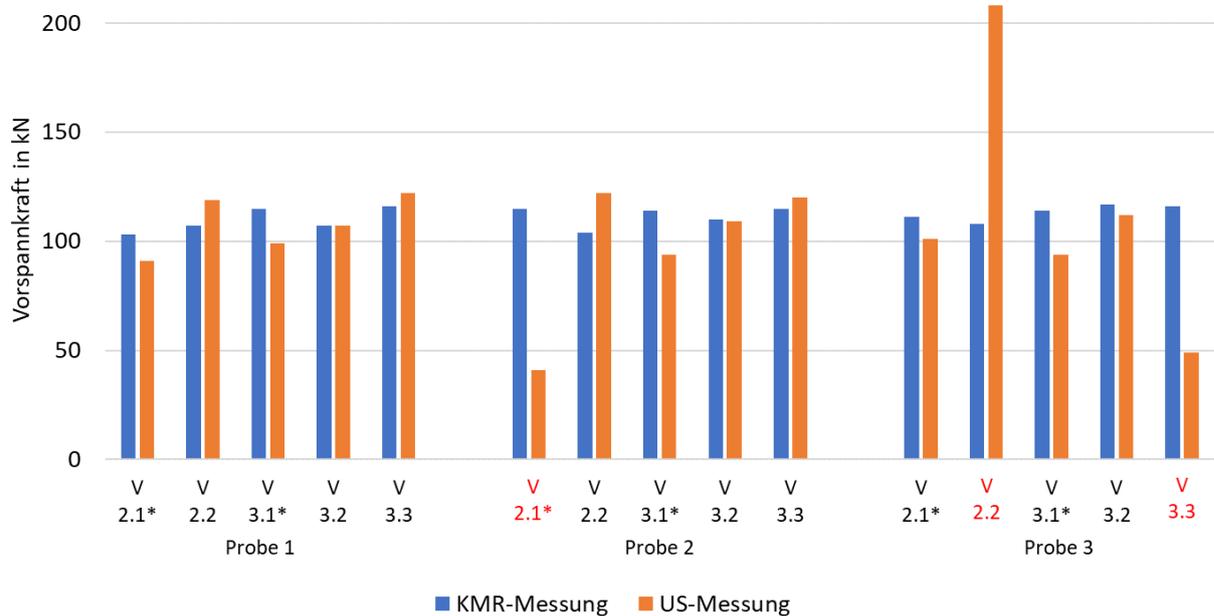


Abbildung 5-14: Berechnete Vorspannkraft mittels der Zwei-Moden-Methode für die ziehend verspannten HV Schrauben im Vergleich zu den mittels Kraftmessring gemessenen Vorspannkraften, Werte in Rot: Phasensprünge, Mindestbauteillänge nicht erfüllt bei mit * markierten Werten.

5.3 Statische Auslagerung / Korrosionseinfluss

Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurde der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit, insbesondere durch im Offshore-Bereich mögliche Korrosionserscheinungen, auf die ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung untersucht.

5.3.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Die Untersuchung erfolgte an unbeschichteten und feuerverzinkten HV-Garnituren, jeweils bestehend aus einer HV-Schraube M16x100 bzw. M36x220 der FK 10.9 aus 32CrB4, zwei HV-Scheiben und einer HV-Mutter. Die Untersuchung erfolgte an insgesamt 12 HV-Garnituren. Um unterschiedlich starke Korrosionserscheinungen durch die Auslagerung zu erhalten, wurden je Nenndurchmesser jeweils 3 unbeschichtete und 3 feuerverzinkte HV-Schrauben untersucht. Weitere Details zu den verwendeten HV-Schrauben sind Abschnitt 3.1.2 zu entnehmen.

Die HV-Schrauben wurden in einem neutralen Salzsprühtest nach DIN EN ISO 9227 für 14 Tage in einer Salzsprühnebelkammer (Fa.: VLM, Typ: KlimaCORR) ausgelagert [35]. Das Ergebnis der Auslagerung ist in Abbildung 5-15 dargestellt. Die feuerverzinkten HV-Schrauben weisen eine typische Weißrosterscheinung auf, wohingegen bei den unbeschichteten HV-Schrauben der Werkstoff angegriffen wurde, so dass es zu Rotrosterscheinungen kam.

Eine Auslagerung der HV-Schrauben in künstlichem Meerwasser für 3 Wochen hatte nicht zu einer Korrosionserscheinung geführt.



Abbildung 5-15: Feuerverzinkte (links) und unbeschichtete (rechts) HV-Schrauben M16x100 und M36x220 nach 14-tägiger Auslagerung in einer Salzsprühnebelkammer

Um den Einfluss der Korrosion bzw. die damit verbundene Veränderung der Oberflächenbeschaffenheit auf die ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung zu bewerten, wurden an allen verwendeten HV-Schrauben ebenfalls vor der Auslagerung Ultraschallmessungen durchgeführt. Die vor der Auslagerung ermittelten Messwerte dienen als direkte Referenz bzw. Vergleich für die Messwerte, welche nach der Auslagerung ermittelt wurden.

Mithilfe von Universalprüfmaschinen wurden die HV-Schrauben M16x100 mit einer Axialkraft von 100 kN (Fa.: Schenck Trebel, Typ: RM600) und die HV-Schrauben M36x220 mit einer Axiallast von 510 kN (Fa.: Mohr & Federhaff, Typ: UPDh 250) belastet. Diese Axialkräfte entsprechen den Regel-Vorspannkraften $F_{p,c}$ nach DIN EN 1090-2 [33].

Die Kräfte wurden während der gesamten Versuchsdauer konstant gehalten. Dies wurde mit einer Kraftregelung der Universalprüfmaschine realisiert.

Die untersuchten HV-Garnituren wurden in den Zugglocken so eingebaut, dass eine Klemmlänge von $l_k = 82$ mm (M16x100) bzw. $l_k = 180$ mm (M36x220) realisiert wurde. Die Klemmlängen nach DIN EN 14399-4 beinhalten die HV-Scheiben [14]. Zur Kompensation von Biegeeinflüssen wurden zusätzlich Kalotten verwendet.

Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 5-16 dargestellt. Um eine wiederholbare Positionierung der Ultraschallwandler bezüglich der Schraubenachse zu realisieren wurden Positionierhilfen verwendet.

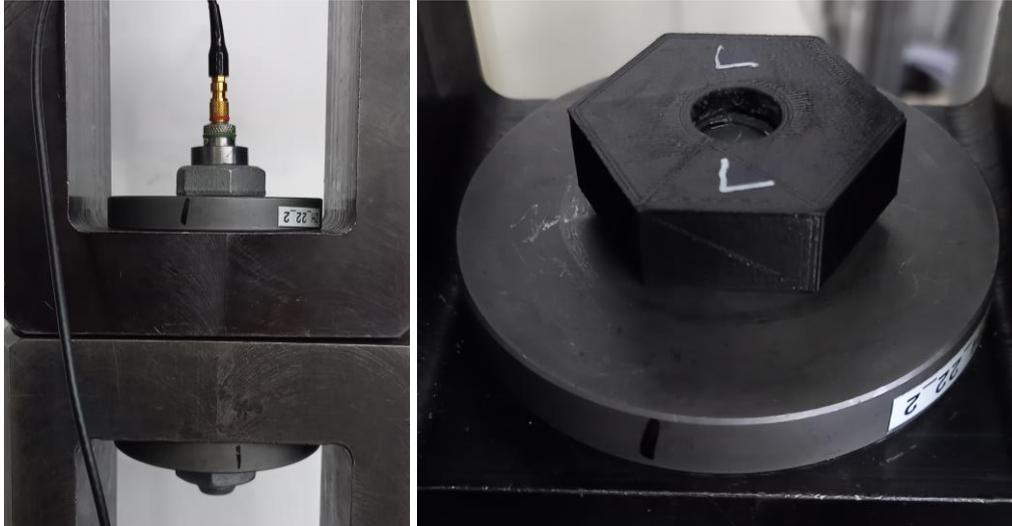


Abbildung 5-16: Versuchsaufbau (links) und Positionierhilfe (rechts) - Messungen vor der Auslagerung

Abbildung 5-17 zeigt die Oberflächen der Köpfe der verwendeten HV-Schrauben nach der Auslagerung. Die Oberflächen wurden weder vor noch nach der Auslagerung maschinell bearbeitet bzw. gereinigt.



Abbildung 5-17: Oberflächen der Köpfe der verwendeten HV-Schrauben nach 14-tägiger Auslagerung in einer Salzsprühnebelkammer. Feuerverzinkte Schraube (links) und unbeschichtete Schraube (rechts).

Folgende Ultraschallmessungen (Longitudinal- und Transversalwelle) wurden im Rahmen der Versuchsreihe durchgeführt:

- Messung der Schalllaufzeiten vor der Auslagerung der HV-Schrauben im unbelasteten Zustand (Nulllaufzeiten)
- Messung der Schalllaufzeiten vor der Auslagerung im belasteten Zustand (F_{p,C^*})
- Messung der Schalllaufzeiten nach der Auslagerung der HV-Schrauben im unbelasteten Zustand (Nulllaufzeiten)
- Messung der Schalllaufzeiten nach der Auslagerung im belasteten Zustand (F_{p,C^*})

Ebenso wurden die K -Werte der HV-Schrauben vor der Auslagerung experimentell ermittelt. Auf die experimentelle Ermittlung der K -Werte nach der Auslagerung wurde im Rahmen dieser Versuchsreihe verzichtet. Weitere Details zur Bestimmung der K -Werte sind Abschnitt 3.2.5 zu entnehmen.

Die Messung der Schalllaufzeiten der Longitudinal- und Transversalwellen erfolgte jeweils auf den definierten Vorspannkraftniveaus F_{p,C^*} . An jeder HV-Schraube wurden 5 Messungen pro Wellenart, bestehend aus 5 Einzelmesswerten, durchgeführt. Je HV-Schraube liegen somit im belasteten Zustand 25 Messwerte für die Longitudinal- und 25 Messwerte für die Transversalwellenlaufzeit vor.

5.3.2 Versuchsergebnisse

Die Auswertung der Versuchsergebnisse wird getrennt nach der Schraubengröße durchgeführt. Zuerst werden die Ergebnisse der M16 HV-Schrauben und anschließend werden die Ergebnisse der M36 HV-Schrauben erläutert.

Ergebnisse M16:

Wie in dem Versuchsaufbau und der Durchführung beschrieben, wurden jeweils drei M16 HV-Schrauben hinsichtlich des Korrosionseinflusses einmal unbeschichtet und einmal feuerverzinkt untersucht.

Jede Probe wurde hierzu vor der Auslagerung im spannungsfreien Zustand, sowie unter dem definierten Vorspannkraftniveau F_{p,C^*} geprüft. Dieses Prüfprocedere wurde nach der Auslagerung im korrodierten Zustand wiederholt.

Für die unbeschichteten HV-Schrauben konnten nach der Auslagerung aufgrund der Rotrostbildung keine Einkopplung der Ultraschallwelle in das Material erfolgen. Die Oberfläche wurde nicht gereinigt oder bearbeitet. Nach einem Reinigen bzw. Bearbeiten der Oberfläche sollte es auch möglich sein die unbeschichteten, korrodierten Schrauben zu prüfen. Allerdings wurde dies nicht im Rahmen dieses Forschungsvorhabens weiter untersucht.

Aus diesem Grund ist ein Vergleich zwischen unkorrodierten und korrodierten Schrauben nur für die feuerverzinkten HV-Schrauben möglich, da diese auch nach der Auslagerung ohne Reinigen bzw. Bearbeiten der Oberfläche mittels Ultraschall prüfbar waren.

Die Tabelle 5-11 gibt den berechneten Geometriefaktor, Referenzquerschnitt und K -Wert an. Die Basis dieser Berechnung bildet der analytisch bestimmte materialspezifische K -Wert K_{32CrB4} aus Kapitel 5.1.

Tabelle 5-11: Berechnete Kenngrößen: Geometriefaktor, Referenzquerschnitt und K -Wert.

Schraubfall	Geometriefaktor	Referenzquerschnitt in mm^2	K -Wert in $\frac{\text{N}}{\%}$
M16x100	0,87	187,8	13773

Die nachstehende Tabelle 5-12 fasst die berechneten Vorspannkraften auf Basis der Ein-Moden-Methode für den unkorrodierten sowie den korrodierten Zustand zusammen. Für den korrodierten Zustand gelten die gleichen Kenngrößen (Tabelle 5-11) wie für den unkorrodierten Zustand, da sich näherungsweise an den geometrischen Kenndaten für den Schraubfall nichts ändert.

Tabelle 5-12: Berechnete Kraftwerte für die unkorrodierten und korrodierten M16x100 HV Schrauben mittels der Ein-Moden-Methode und die gemessenen Kraftwerte der Zugmaschine

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
unkorrodiert	108	104	108
korrodiert	109	108	111
Universalprüfmaschine	100	100	100

Die Tabelle 5-14 gibt die mittels der Zwei-Moden-Methoden bestimmte Vorspannkraft, sowie die gemessene Kraft der Zugmaschine an. Da für die Zwei-Moden-Methode eine Referenzmessung benötigt wird, werden in diesem Fall die gemessenen Nulllaufzeiten an der Probe 1 genutzt (im unkorrodierten Zustand). Dieser Q_0 -Wert wird auch für die ausgelagerten Proben genutzt. Die Tabelle 5-13 gibt den berechneten Steigungsparameter an.

Tabelle 5-13: Berechneter Steigungsparameter der unkorrodierten Probe 1

Schraubfall	Steigung in $\frac{1}{N}$	Referenz
unkorrodiert	-7,95854E-08	Probe 1

Der rot markierte Kraftwert in Tabelle 5-14 kommt durch einen Phasensprung zustande, in der Praxis könnte dieser mittels den in Kapitel 4 beschriebenen Techniken verhindert oder aussortiert werden.

Tabelle 5-14: Berechnete Kraftwerte für die unkorrodierten und korrodierten M16x100 HV Schrauben mittels der Zwei-Moden-Methode und die gemessenen Kraftwerte der Universalprüfmaschine, Werte in Rot: Phasensprünge.

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
unkorrodiert	118	122	114
korrodiert	124	116	-129
Universalprüfmaschine	100	100	100

Da für diesen Versuch im unkorrodierten Zustand auch die experimentell ermittelten K -Werte vorliegen, kann an der Zwei-Moden-Methode gezeigt werden, dass die explizite Ermittlung der akusto-elastischen Konstanten zu genauer berechneten Kraftwerten führt.

Im Gegensatz zu den vorherigen Montageversuchen kann die berechnete Vorspannkraft aufgrund des geringen Fehlers der Kraftmessdose in der Zugprüfmaschine (Klasse 0,5) als Vergleichsmethode genutzt werden. Die Tabelle 5-15 gibt die experimentell ermittelten K -Werte im Vergleich zu den analytisch berechneten K -Werten an. Die Unterschiede zwischen den analytisch bestimmten und experimentell ermittelten K -Werten ergeben sich einerseits durch das numerisch genäherte Spannungsintegral, das in Kapitel 4.1 erläutert wurde. Andererseits ergeben sich Fehler in dem Geometriefaktor aufgrund der geometrischen und schraubfallspezifischen Parameter, welche wiederum herstellungsbedingt mit Fehlern beaufschlagt sind.

Tabelle 5-15: Vergleich der analytisch berechneten K -Werte mit den experimentell ermittelten K -Werten.

Methodik	Longitudinalwelle K -Wert in $\frac{N}{\%}$	Transversalwelle K -Wert in $\frac{N}{\%}$	Steigung in $\frac{1}{N}$	Referenz
experimentell ermittelt	12728	36459	-7,95854E-08	Probe 1
analytisch berechnet	13773	34780	-9,27565E-08	Probe 1

Die Tabelle 5-16 gibt die mittels der Zwei-Moden-Methode unter Verwendung der experimentell bestimmten K -Werte berechneten Vorspannkraft im Vergleich zu den mit der Zugmaschine gemessenen Kraftwerten an.

Tabelle 5-16: Berechnete Kraftwerte für die unkorrodierten und korrodierten M16x100 HV Schrauben mittels der Zwei-Moden-Methode unter Verwendung der experimentell bestimmten K -Werte für die Transversal- und Longitudinalwelle und die gemessenen Kraftwerte der Universalprüfmaschine, Werte in Rot: Phasensprünge.

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
Unkorrodiert	101	104	98
Korrodiert	105	101	-110
Universalprüfmaschine	100	100	100

Für die unbeschichtete M16x100 Schrauben erfolgt keine Auswertung der Vorspannkkräfte, da für diese keine Vergleichsmessung im korrodierten Zustand durchgeführt werden konnte.

Ergebnisse M36:

Im Folgenden werden die Versuchsergebnisse der M36x220 Schrauben ausgewertet. Auf Basis der Daten der Werkstoffgrundcharakterisierung kann ausgehend von den M36 Gewindebolzen (zylindrische Werkstoffprobe) eine Berechnung des materialspezifischen K -Wertes durchgeführt werden. Wichtig für die Auswertung der M36 Bolzen ist, dass die zu prüfenden Schrauben bei Normaltemperatur (NT) feuerverzinkt wurden. Die M16 Schrauben wurden Hochtemperatur feuerverzinkt (HT).

Aus der Grundcharakterisierung folgt, für den NT feuerverzinkten Werkstoff 32CrB4:

$$K_{\text{Gewindebolzen},M36}(32CrB4) = 67364 \frac{\text{N}}{\%}$$

Der Geometriefaktor für den Gewindebolzen beträgt $N_{\text{Gewindebolzen},M36} = 0,812$, die Referenzquerschnittsfläche beträgt $A_{\text{ref}} = 931 \text{ mm}^2$.

Somit ergibt sich ein materialspezifischer K -Wert für die Longitudinalwelle von $K_{32CrB4}(\text{Longitudinalwelle}) = 59 \frac{\text{MPa}}{\%}$.

Eine analoge Betrachtung für die Daten der Transversalwelle führt zu einem berechneten materialspezifischen K -Wert $K_{32CrB4}(\text{Transversalwelle}) = 169 \frac{\text{MPa}}{\%}$.

In Tabelle 5-17 werden die berechneten materialspezifischen K -Werte ausgehend von den M36 Gewindebolzen angegeben.

Tabelle 5-17: Berechnete materialspezifische K -Werte für die Longitudinal- und Transversalwelle für NT feuerverzinkte M36 Schrauben.

Gewindebolzen	$K_{32CrB4}(\text{Longitudinalwelle})$ in $\frac{\text{MPa}}{\%}$	$K_{32CrB4}(\text{Transversalwelle})$ in $\frac{\text{MPa}}{\%}$
M36	59	169

Die Daten der feuerverzinkten (NT) M36 HV-Schrauben zeigten überproportional viele Mehrdeutigkeiten in den Signalen, weshalb für diesen Fall nahezu alle Messwerte mit Phasensprüngen behaftet sind. Dies ist dem Umstand geschuldet, dass die Messungen mit einem Ultraschallwandler durchgeführt wurden, der eine kleine Apertur aufweist. Dies führt dazu, dass das Schallfeld weit geöffnet ist, infolgedessen werden Effekte wie Streuung, Modenkonversion und Interferenzen in den Signalen verstärkt.

Die Tabelle 5-18 fasst die berechneten Kenngrößen zusammen.

Tabelle 5-18: Berechnete Kenngrößen für die M36 Schrauben.

Schraubfall	Geometriefaktor	Referenzquerschnitt in mm ²	K-Wert in $\frac{N}{\%}$ Longitudinal	K-Wert in $\frac{N}{\%}$ Transversal
M36x220	0,855	969	66587	191538

Die berechneten Vorspannkraften sind in der Tabelle 5-19 (Ein-Moden-Methode) und der Tabelle 5-20 (Zwei-Moden-Methode) zusammengefasst.

In beiden Tabellen stehen die rot markierten Werte für phasensprungbehaftete Messungen und sind somit nicht valide.

Tabelle 5-19: Berechnete Kraftwerte für die unkorrodierten und korrodierten M36x220 HV Schrauben mittels der Ein-Moden-Methode und die gemessenen Kraftwerte der Universalprüfmaschine, Werte in Rot: Phasensprünge..

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
unkorrodiert	-248	1723	467
korrodiert	514	178	672
Universalprüfmaschine	510	510	510

Tabelle 5-20: Berechnete Kraftwerte für die unkorrodierten und korrodierten M36x220 HV Schrauben mittels der Zwei-Moden-Methode und die gemessenen Kraftwerte der Universalprüfmaschine, Werte in Rot: Phasensprünge.

Schraubfall	Probe 1 in kN	Probe 2 in kN	Probe 3 in kN
unkorrodiert	-680	148	-755
korrodiert	-181	-503	1255
Universalprüfmaschine	510	510	510

Für die nicht beschichtete M36x220 Schrauben erfolgt, wie für die M16x100 (unbeschichtet) keine Auswertung der Vorspannkraften, da für diese keine Vergleichsmessung im korrodierten Zustand durchgeführt werden konnte.

5.3.3 Interpretation der Versuchsergebnisse

Da die Messunsicherheiten der Kraftmessdosen der einzelnen Universalprüfmaschinen (Klasse 0,5 und 1,0) geringer ist, als die der Ultraschallmessmethode können die ausgewerteten Ergebnisse bewertet werden, da die Kraftmessdose eine Referenz darstellt.

Wie Tabelle 5-12 zu entnehmen ist, weichen die berechneten Kraftwerte mittels der Ein-Moden-Methode maximal 11 % von den der Kraftmessdose ab. Es ist zu beachten, dass diese Rechnung auf analytisch bestimmten K-Werten beruht.

Die Zwei-Moden-Methode hingegen weicht, wie der Tabelle 5-14 zu entnehmen ist, bis zu 24 % von den gemessenen Kraftwerten ab. Dieser Umstand ist zu erwarten, da für die analytische Berechnung des benötigten Steigungsparameters der Zwei-Moden-Methode der Geometriefaktor sowohl in die Berechnung des K-Wertes der Longitudinalwelle als auch in den K-Wert der Transversalwelle einfließt.

Trotzdem konnte gezeigt werden, dass die Zwei-Moden-Methode in der Lage ist bereits verspannte Schrauben ohne Referenz hinsichtlich ihrer Vorspannkraft zu untersuchen.

Für den Fall, dass die geforderte Genauigkeit hoch sein muss, gibt es verschiedene Strategien, die analytische Rechnung zu präzisieren. Beispielsweise könnten die geometrischen Kenndaten nicht aus den Datenblättern der Hersteller entnommen werden, sondern es könnte die jeweilige Schraube einzeln vermessen werden. Das Gleiche gilt für die schraubfallspezifischen Parameter, denn durch eine genauere Kenntnis über die schraubfallspezifischen und / oder geometrischen Parameter wird die Berechnung des Geometriefaktors präziser.

Werden höchste Genauigkeitsanforderungen an die Messmethode gestellt, müssen die K-Werte der Longitudinalwelle und Transversalwelle in Versuchen ermittelten werden. Die Tabelle 5-16 zeigt die für diesen Versuch beispielhaft erzielte Steigerung der Genauigkeit. Unter Verwendung

der experimentell ermittelten K -Werte weicht die Zwei-Moden-Methode nichtmehr als 5% von den gemessenen Kraftwerten ab.

Für die M36 Proben kann aufgrund der großen Anzahl an Mehrdeutigkeiten kein abschließendes Fazit gezogen werden, da hierfür zu wenig verwendbare Messdaten vorliegen. In der Praxis würde einem überproportionalen Auftreten von Mehrdeutigkeiten im Ersten Schritt durch ein Prüfkopfwechsel entgegengewirkt werden. Falls dies nicht den gewünschten Effekt erzielt müssten weitere Ultraschallparameter wie Burstlänge, das Schallfeld oder auch Coded Excitation verwendet werden. Darüber hinaus kann auch mittels eines Machine Learning basierendem Modell die Klassifikation der Ergebnisse erfolgen, um sicherzustellen nur valide Messungen zu nutzen.

Neben der reinen Betrachtung der Genauigkeit ist ein weiteres Fazit, dass die Auslagerung keinen Einfluss auf die ultraschallbasierte Vorspannkraftbestimmung hat, solange der Oberflächenzustand eine Ankopplung des Ultraschallwandlers zulässt, wie anhand der M16 Schrauben gut zu erkennen ist.

Wenn allerdings der Oberflächenzustand keine Ankopplung bzw. stark verschlechterte Ankopplung bedingt, wie im Fall der unbeschichteten Proben muss zwingend die Oberfläche vor der Ultraschallprüfung gereinigt werden.

Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurde jedoch darauf verzichtet die Messungen bei gesäuberten Oberflächen zu wiederholen, da im Rahmen des Forschungsprojekts ausreichend viele Messungen an sauberen Oberflächen durchgeführt worden sind und somit gesicherte Erkenntnisse über die Genauigkeit der Ultraschallmessungen vorliegen.

5.4 Temperatureinfluss

Die Temperatur hat sowohl Einfluss auf die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Ultraschallwellen als auch auf die Länge der Probe. Sowohl die Ausbreitungsgeschwindigkeit als auch die Länge der Probe nimmt mit steigender Temperatur zu [22].

Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurde der Einfluss der Temperatur auf die ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung untersucht.

5.4.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Für die Untersuchung wurden drei Temperaturniveaus festgelegt:

- niedrigere Temperatur (+5 °C)
- Raumtemperatur (+20 °C)
- höhere Temperatur (+35 °C)

Die Untersuchung erfolgte an feuerverzinkten HV-Garnituren, jeweils bestehend aus einer HV-Schraube M16x100 der FK 10.9 aus 32CrB4, zwei HV-Scheiben und einer HV-Mutter.

Die Untersuchung erfolgte an insgesamt 3 HV-Garnituren. Weitere Details zu den verwendeten HV-Schrauben sind Abschnitt 3.1.2 zu entnehmen.

Mithilfe einer Universalprüfmaschine wurden die HV-Schrauben mit einer Axialkraft von 100 kN belastet. Diese Axialkraft entspricht der Regel-Vorspannkraft $F_{p,C}$ nach DIN EN 1090-2 [33].

Die Kraft wurde während der gesamten Versuchsdauer konstant gehalten. Dies wurde mit einer Kraftregelung der Universalprüfmaschine realisiert.

Die untersuchten HV-Garnituren wurden in den Zugglocken so eingebaut, dass eine Klemmlänge von $l_k = 82$ mm realisiert wurde. Die Klemmlängen nach DIN EN 14399-4 beinhalten die HV-Scheiben [14]. Zur Kompensation von Biegeeinflüssen wurden zusätzlich Kalotten verwendet.

Der in Abschnitt 5.3 beschriebene Versuchsaufbau an der Universalprüfmaschine wurde um eine Klimakammer ergänzt, um die drei definierten Temperaturniveaus zu realisieren. Die Kühlung erfolgte mit Flüssigstickstoff.

Um die Kerntemperatur der untersuchten HV-Schraube während des Versuchs zu kontrollieren, wurde eine seitliche Bohrung mit einer Tiefe von ca. 5 mm im Schaft der HV-Schraube eingebracht. In diese Bohrung wurde ein Thermoelement (Temperaturfühler) eingebracht. So konnte die Temperatur während der gesamten Versuchsdauer auf einem Temperaturmessgerät angezeigt werden. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 5-18 dargestellt.

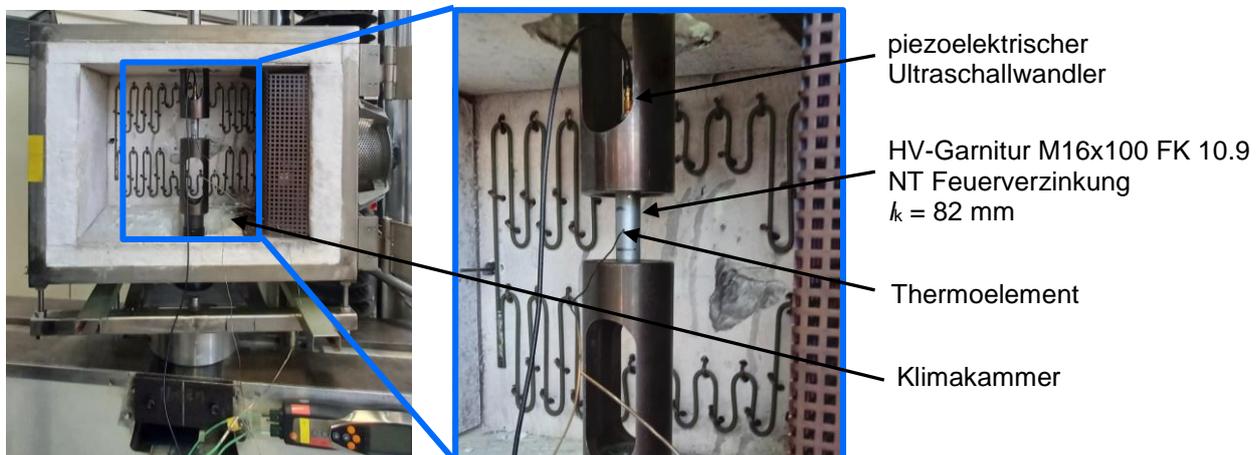


Abbildung 5-18: Versuchsaufbau mit Klimakammer und Temperaturmessgerät

Abbildung 5-19 zeigt die Oberflächen der Kuppe und des Kopfes der verwendeten HV-Schrauben. Die Oberflächen wurden nicht maschinell bearbeitet.



Abbildung 5-19: Oberflächen der Kuppe (links) und des Kopfes (rechts) der verwendeten HV-Schrauben

Folgende Ultraschallmessungen (Longitudinal- und Transversalwelle) wurden im Rahmen der Versuchsreihe durchgeführt:

- Messung der Laufzeiten der HV-Schrauben im unbelasteten Zustand (Nulllaufzeiten)
- Messung der Schalllaufzeiten im belasteten Zustand (F_{p,c^*}) bei +5 °C
- Messung der Schalllaufzeiten im belasteten Zustand (F_{p,c^*}) bei +20 °C
- Messung der Schalllaufzeiten im belasteten Zustand (F_{p,c^*}) bei +35 °C

Pro Temperaturniveau wurden 5 Messungen pro Wellenart, bestehend aus 5 Einzelmesswerten, durchgeführt. Je HV-Schraube und je Temperaturniveau liegen somit 25 Messwerte für die Longitudinal- und 25 Messwerte für Transversalwellenlaufzeit vor.

5.4.2 Versuchsergebnisse

Die gemessenen Laufzeiten der Longitudinal- und Transversalwelle wurden bei +5 °C, +20 °C und +35 °C aufgetragen, siehe Abbildung 5-20.

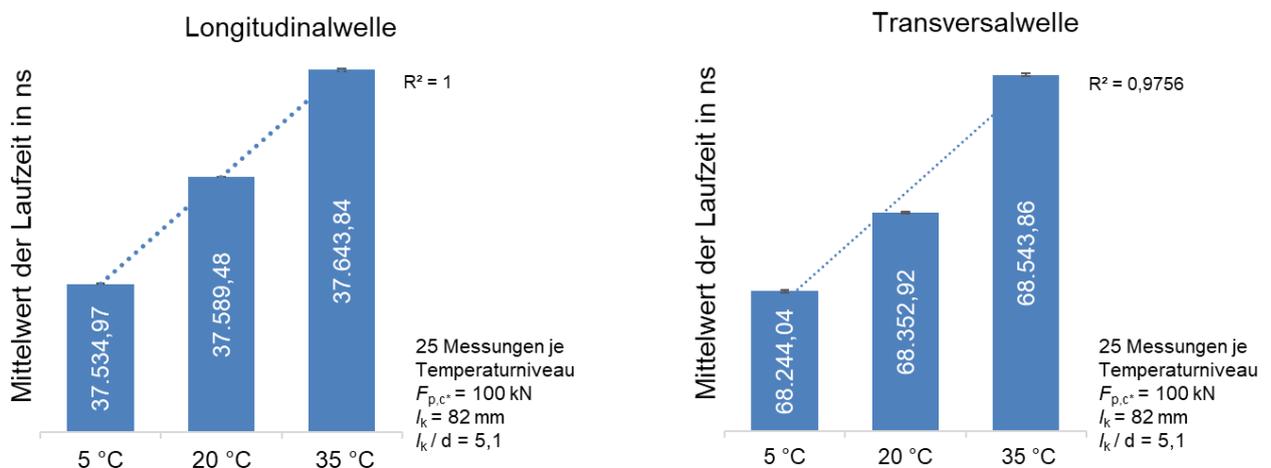


Abbildung 5-20: Laufzeiten der Longitudinal- und Transversalwelle bei unterschiedlichen Temperaturniveaus

Es kann ein linearer Zusammenhang zwischen der Laufzeit- und Temperaturzunahme festgestellt werden. Sowohl die Laufzeiten der Longitudinal- und Transversalwellen nehmen mit steigender Temperatur zu.

Die Linearität des Ergebnisses der Laufzeitänderung der Longitudinalwelle ist sehr gut (Bestimmtheitsmaß $R^2 = 1$). Die Zunahme der Schalllaufzeit zwischen $+20\text{ °C}$ und $+35\text{ °C}$ ($\Delta T = +15\text{ K}$) beträgt ca. 54 ns, was ebenfalls der Abnahme der Laufzeit um ca. 54 ns zwischen $+20\text{ °C}$ und $+5\text{ °C}$ ($\Delta T = -15\text{ K}$) entspricht.

Die Linearität des Ergebnisses der Laufzeitänderung der Transversalwelle ist ebenfalls gut, jedoch etwas schlechter als die der Longitudinalwelle ($R^2 \approx 0,98$). Dies ist auf einen Phasensprung bei der Messung der Laufzeiten bei $+20\text{ °C}$ zurückzuführen. Die gemessenen Laufzeiten wurden rechnerisch korrigiert. Dies erfolgte durch Addition von $\Delta t = 200\text{ ns}$ ($= 1/5\text{ MHz}$) auf die gemessenen Laufzeiten.

Die relative Laufzeitänderung der Longitudinalwelle $\Delta t_{\text{rel,Long}}$ und der Transversalwelle $\Delta t_{\text{rel,Trans}}$ infolge der Temperaturänderung wurde berechnet und stimmt mit den Angaben aus der Literatur gut überein [12]. Der Effekt ist bei der Transversalwelle stärker ausgeprägt als bei der Longitudinalwelle:

$$\Delta t_{\text{rel,Long}} = \left(\frac{37.643,84\text{ ns}}{37.534,97\text{ ns}} - 1 \right) \cdot \frac{10.000}{30\text{ K}} = \frac{0,97\text{ ‰}}{10\text{ K}}$$

$$\Delta t_{\text{rel,Trans}} = \left(\frac{68.543,86\text{ ns}}{68.244,04\text{ ns}} - 1 \right) \cdot \frac{10.000}{30\text{ K}} = \frac{1,46\text{ ‰}}{10\text{ K}}$$

Die ultraschallbasierte Ermittlung von Vorspannkräften ist bei unterschiedlichen, insbesondere auch tieferen Temperaturen, wie sie im Offshore-Bereich vorkommen können, mit handelsüblichen Koppelmitteln möglich.

Bei Spezialanwendungen (z.B. sehr hohe Temperaturen $> 100\text{ °C}$) sind hitzebeständige Koppelmittel und Ultraschallhardware (insbesondere Ultraschallwandler und Kabel) zu verwenden. Dies wurde im Rahmen dieser Versuchsreihe jedoch nicht explizit untersucht.

5.5 Unterwassermessungen

Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurde untersucht, ob und wie die ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung auch unter Wasser bzw. in einer Wasserwechselzone realisierbar ist. Solche schwierigen Bedingungen kommen im Offshore-Bereich sehr häufig vor. Die Herausforderungen bei der Erstellung des Wandlerkonzeptes, siehe Kapitel 4.4, führten zu der Erkenntnis, dass sich ein erheblicher technologischer Mehraufwand für die Demonstration einer Unterwassermessung ergibt. Im Rahmen dieses Projektes wurden alle durch die Förderung abgedeckten Voruntersuchungen durchgeführt, Ergebnisse dokumentiert und keine weiteren Unterwassermessungen durchgeführt.

5.5.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Die Untersuchung erfolgte an feuerverzinkten HV-Garnituren, jeweils bestehend aus einer HV-Schraube M36x120 der FK 10.9 aus 32CrB4, zwei HV-Scheiben und einer HV-Mutter. Die Untersuchung erfolgte an 2 HV-Garnituren. Weitere Details zu den verwendeten HV-Schrauben sind Abschnitt 3.1.2 zu entnehmen.

Zunächst wurden mit den HV-Schrauben 2 Bleche der Stärke $t = 35$ mm (Baustahl S355) verschraubt. Die Klemmlänge beträgt somit $l_k = 82$ mm, wobei die Klemmlänge nach DIN EN 14399-4 die HV-Scheiben beinhalten [14].

Die Montage mit dem Drehmomentverfahren (modifiziertes Drehmomentverfahren) erfolgte mit einem Akku-Drehmomentschrauber (Fa.: HYTORC, Typ: BTM-3000) [33, 34].

Gemäß DIN EN 1090-2 und DIN EN 1993-1-8/NA wurden die HV-Schrauben mit einem Drehmoment $M_{A,MKV} = 2800$ Nm angezogen [33, 34]. Die Verschraubung erfolgte normkonform über die HV-Mutter [33].

Die HV-Muttern sind vom Hersteller mit geeigneten Schmiermitteln versehen, so dass diese die k -Klasse K1 nach DIN EN 14399-4 erfüllen [14]. Mit dem aufgebracht Drehmoment $M_{A,MKV}$ soll die Regel-Vorspannkraft $F_{p,C^*} = 510$ kN nach DIN EN 1090-2 und DIN EN 1993-1-8/NA erreicht werden [33, 34]

Der Montageprozess ist in Abbildung 5-21 dargestellt



Abbildung 5-21: Montage der HV-Schrauben M36x120 mit Akku-Drehmomentschrauber der Firma HYTORC

Abbildung 5-22 stellt den Ablauf der Ultraschallmessungen an den montierten HV-Schrauben dar. Um eine wiederholbare Positionierung der Ultraschallwandler bezüglich der Schraubenachse zu realisieren wurden Positionierhilfen verwendet.

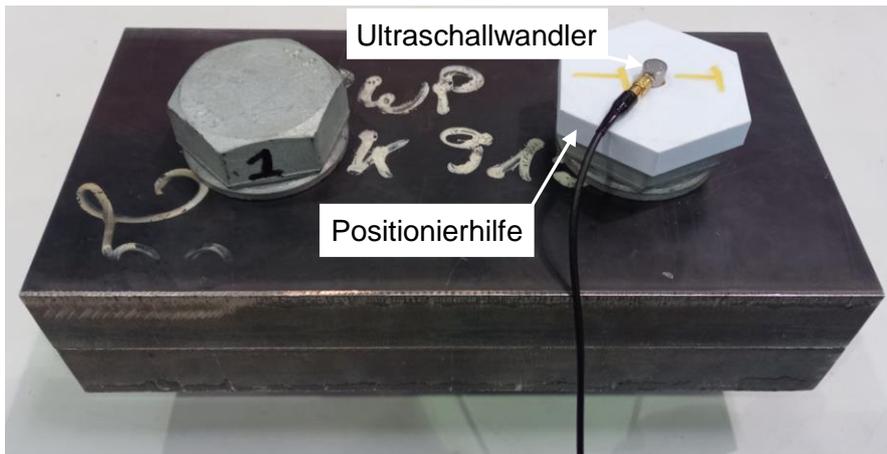


Abbildung 5-22: Messung der Ultraschalllaufzeiten mit Positionierhilfe

Abbildung 5-23 zeigt die Oberflächen der Kuppe und des Kopfes der verwendeten HV-Schrauben. Die Oberflächen wurden nicht maschinell bearbeitet.

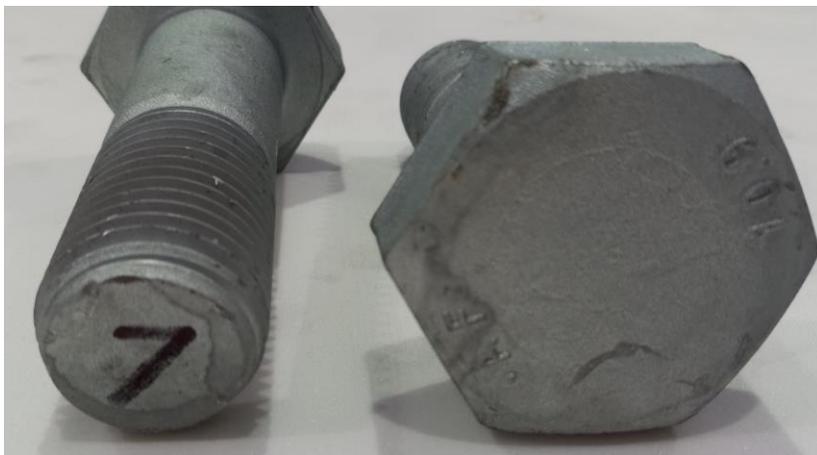


Abbildung 5-23: Oberflächen der Kuppe (links) und des Kopfes (rechts) der verwendeten HV-Schrauben

Folgende Ultraschallmessungen (Longitudinal- und Transversalwelle) wurden im Rahmen der Versuchsreihe durchgeführt:

- Messung der Laufzeiten vor der Montage der HV-Schrauben mit piezoelektrischen Ultraschallwandlern (Nulllaufzeiten)
- Messung der Laufzeiten nach der Montage der HV-Schrauben mit piezoelektrischen Ultraschallwandlern über Wasser
- Messung der Laufzeiten nach der Montage der HV-Schrauben mit EMUS-Wandler über Wasser

Nach der Montage wurden mit den piezoelektrischen Ultraschallwandlern 5 Messungen pro Wellenart, bestehend aus 5 Einzelmesswerten, durchgeführt. Je HV-Schraube liegen somit im montierten Zustand 25 Messwerte für die Longitudinal- und 25 Messwerte für Transversalwellenlaufzeit vor.

Es wurden keine experimentellen K -Werte der HV-Schrauben ermittelt. Die Ermittlung der benötigten K -Werte erfolgte analytisch, Vorgehensweise siehe Kapitel 5.1.

Auf eine Ermittlung der tatsächlich eingestellten Vorspannkraft, beispielsweise mittels Kraftmessring, wurde verzichtet. Die mit den piezoelektrischen Ultraschallwandlern ermittelten Messwerte

dienen als direkte Referenz bzw. Vergleich für die mit den EMUS-Wandlern ermittelten Messwerte. Somit ist zum einen ein Referenzwert für die Unterwassermessung vorhanden, zum anderen aber auch der Vergleich zwischen den Wandlertypen untereinander möglich. Die Entwicklung des EMUS-Wandlers ist in Kapitel 4.4 beschrieben. Versuche wurden an Schrauben (über Wasser) und an einem Aluminiumblock (unter Wasser) durchgeführt.

5.5.2 Versuchsergebnisse

Im Folgenden werden die ermittelten Messergebnisse beschrieben. Die Vorgehensweise ist identisch mit den zuvor durchgeführten Versuchsauswertungen. Da es sich um feuerverzinkte (NT) Schrauben aus 32CrB4 handelt, wird ausgehend von den ermittelten Kenndaten dieser Variante der schraubfallspezifische akusto-elastische Kennwert für die Longitudinal- und Transversalwelle ermittelt.

Tabelle 5-21: Analytisch ermittelte Kenngrößen für den betrachteten Schraubfall.

Schraubfall	Geometriefaktor	Referenzquerschnitt in mm ²	K-Wert in $\frac{N}{\%}$ Long	K-Wert in $\frac{N}{\%}$ Trans
M36x120	0,767	927	71010	204259

Ausgehend von den berechneten Kenngrößen, siehe Tabelle 5-21, werden die Vorspannkraften mittels der Ein- und Zwei-Moden-Methode berechnet. Der Steigungsparameter für die Vorspannkraftberechnung mittels der Zwei-Moden-Methode beträgt $-1,68313E-08 \frac{1}{N}$, die Schraube 1 wurde als Referenz betrachtet.

Die Tabelle 5-22 gibt die berechneten Vorspannkraften an.

Tabelle 5-22: Berechnete Vorspannkraften mittels der Ein- und Zwei-Moden-Methode für die Schrauben 1 und 2, Rot: Phasensprünge.

Schraubfall	Ein-Moden-Methode in kN	Zwei-Moden-Methode in kN
Schraube 1	407	410
Schraube 2	350	474

5.6 Einfluss von Biegebelastung

Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurde untersucht, welchen Einfluss eine zur Axialbelastung überlagerte Biegebelastung auf die ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung hat. Dieser Fall kommt beispielsweise bei Flanschverschraubungen sehr häufig in der Praxis vor. Durch die Überlagerung von Axial- und Biegebelastung kommt es in der Schraube zu einem Spannungsverlauf in Schraubenquerrichtung, welcher nicht mehr konstant über den Querschnitt ist.

5.6.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Die Untersuchung erfolgte an einer feuerverzinkten HV-Garnitur, bestehend aus einer HV-Schraube M16x100 der FK 10.9 aus 32CrB4, zwei HV-Scheiben und einer HV-Mutter. Weitere Details zu den verwendeten HV-Schrauben sind Abschnitt 3.1.2 zu entnehmen.

Mit der HV-Garnitur wurde eine Biegevorrichtung verschraubt, die beispielsweise eine typische Flanschverbindung abbilden soll. Die Klemmlänge beträgt $l_k = 82$ mm, wobei die Klemmlänge nach DIN EN 14399-4 die HV-Scheiben beinhaltet [14].

Durch das Aufbringen einer Zusatzkraft Z mit der Universalprüfmaschine wird die Verbindung einer kombinierten Axial- und Biegebeanspruchung ausgesetzt. Es wurden 3 unterschiedliche Zusatzkraftniveaus geprüft:

- $Z = 0$ kN
- $Z = 15$ kN
- $Z = 20$ kN

Der Schaft wies dabei zu jeder Zeit eine rein elastische Beanspruchung auf. Als Abbruchkriterium wurde das Klaffen der Fuge definiert. Ein Klaffen der Fuge trat bei $Z = 20$ kN auf. Der Versuchsaufbau und das 3D-Modell der Biegevorrichtung ist in Abbildung 5-24 dargestellt.

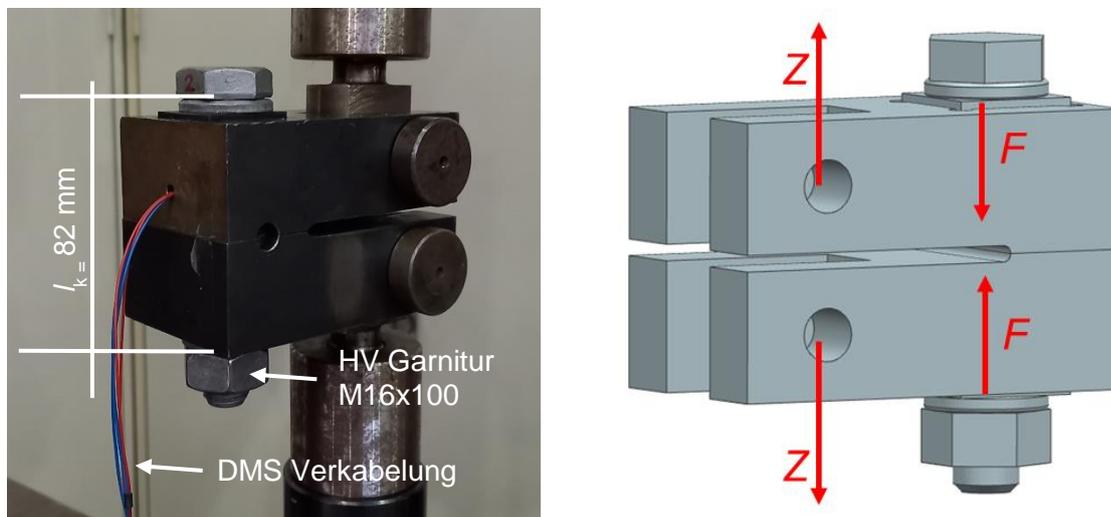
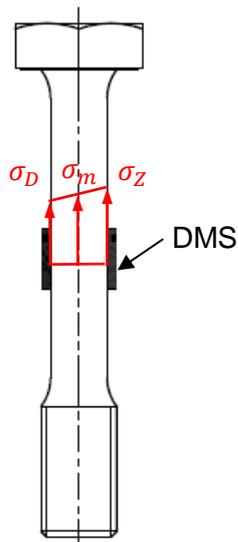


Abbildung 5-24: Versuchsaufbau und 3D-Modell der Biegevorrichtung

Die HV-Schrauben wurden auf einen Durchmesser von $d = 12$ mm abgedreht, um im Schaftbereich 2 Dehnungsmessstreifen (DMS) anbringen zu können - ein DMS auf der Biegezug- und ein DMS auf der Biegedruckseite. Die DMS wurden in Höhe der Trennfuge der Biegevorrichtung angeordnet und erlauben somit die Ermittlung des Spannungsverlaufs infolge der Axial- und Biegebelastung an dieser Stelle der Schraube, siehe Abbildung 5-25.



Spannung σ_m bezogen auf die Schraubenachse:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_D + \sigma_Z}{2}$$

Kraft F_m bezogen auf die Schraubachse:

$$F_m = \left(\frac{\sigma_D + \sigma_Z}{2} \right) \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4}$$

Abbildung 5-25: Abgedrehte HV-Schraube mit Dehnungsmessstreifen (DMS) und Spannungsverteilung

Folgende Ultraschallmessungen (Longitudinal- und Transversalwelle) wurden im Rahmen der Versuchsreihe durchgeführt:

- Messung der Laufzeiten vor der Montage der HV-Schrauben mit piezoelektrischen Ultraschallwandlern (Nulllaufzeiten)
- Messung der Laufzeiten nach der Montage der HV-Schrauben mit piezoelektrischen ($Z = 0$ kN)
- Messung der Laufzeiten nach Aufbringen von Zusatzkräften mit piezoelektrischen Ultraschallwandlern ($Z = 15$ und $Z = 20$ kN)

Um eine wiederholbare Positionierung der Ultraschallwandler bezüglich der Schraubenachse zu realisieren wurden 3D-gedruckte Positionierhilfen verwendet. Es wurden jeweils 5 Messungen pro Wellenart, bestehend aus 5 Einzelmesswerten, durchgeführt. Es liegen somit für jede Zusatzkraft Z 25 Messwerte für die Longitudinal- und 25 Messwerte für Transversalwellenlaufzeit vor.

Es wurden keine experimentellen K -Werte der HV-Schrauben ermittelt. Die Ermittlung der benötigten K -Werte erfolge analytisch, Vorgehensweise siehe Kapitel 5.1.

5.6.2 Versuchsergebnisse

Die Biegeprobe weist eine veränderte Form im Gegensatz zu den zuvor verwendeten Schrauben auf, wie in Abbildung 5-26 zu sehen ist. Um dennoch eine Berechnung des benötigten Referenzquerschnitts zu ermöglichen, wurde ein Äquivalentdurchmesser für den verjüngten Bereich berechnet. Die Tabelle 5-23 gibt die berechneten Kenngrößen für diesen Schraubfall an.

Tabelle 5-23: Berechnete Kenngrößen (Geometriefaktor, Referenzquerschnitt, K -Wert, Steigung der Q -Wert Geraden) für die Biegeprobe.

Schraubfall	Geometriefaktor	Referenzquerschnitt in mm^2	K -Wert in $\frac{\text{N}}{\%_{100}}$	Steigung in $\frac{1}{\text{N}}$
M16x100	0,902	123,7	8750	-1,25586E-07

Mit den berechneten Kenngrößen der Tabelle 5-23 werden die Vorspannkräfte unter wirkender Biegespannung gemessen. Überprüft wird der Einfluss der Biegespannung anhand von zwei Zusatzlasten (15 kN, 20 kN), siehe Versuchsaufbau und Durchführung.

Die Tabelle 5-24 gibt die berechneten Vorspannkraften mittels der Ein- und Zwei-Moden-Methode, sowie die mittels DMS gemessenen Kräfte, an.

Tabelle 5-24: Vergleich der mittels Ein- bzw. Zwei-Moden-Methode berechneten Vorspannkraft und der mit DMS gemessenen Kraft.

Zustand	Vorspannkraft (Ein-Moden-Methode) in kN	Vorspannkraft (Zwei-Moden-Methode) in kN	F_m (DMS) in kN
Keine Zusatzlast	45	46,6	44,7
15 kN	63,4	65	63,3
20 kN	82,4	86,5	80,5

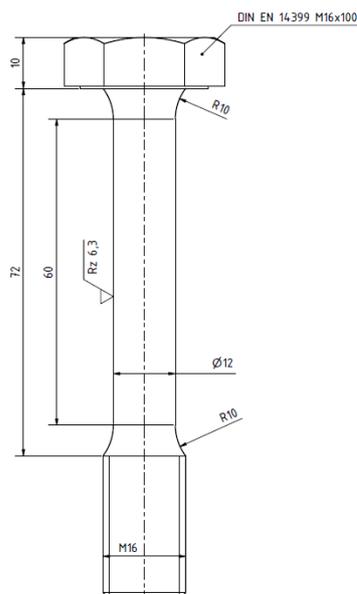


Abbildung 5-26: Geometrie der Biegeprobe

5.6.3 Interpretation der Versuchsergebnisse

Anhand der Tabelle 5-24 ist zu erkennen, dass die mittels Ein- bzw. Zwei-Moden-Methode berechneten Vorspannkraften mit den gemessenen Kraftwerten F_m der DMS nahezu übereinstimmen, wenn keine Biegebelastung vorhanden ist.

Die Abweichungen der berechneten Kräfte, dies gilt für beide Methoden, liegt stets unter 7,5 %. Die Abweichungen werden dabei mit zunehmender Biegebelastung hauptsächlich für die Zwei-Moden-Methode größer. Die Ein-Moden-Methode liefert auch bei Biegebelastungen sehr präzise Ergebnisse mit einer Abweichung von lediglich 2,4%.

Diese Beobachtung stimmt auch mit dem Sachverhalt überein, dass die Transversalwelle stärker von Biegespannungen beeinflusst wird als die Longitudinalwelle. Als Fazit lässt sich für diesen Versuch sagen, dass bei den hier aufgetragenen Biegebelastungen sowohl die Ein- als auch die Zwei-Moden-Methode anwendbar ist. Es sind aber auch erste Einflüsse der Biegebelastung auf die Zwei-Moden-Methode zu erkennen.

5.7 Einfluss überelastisches Anziehen

Alle bisherigen dargestellten Ergebnisse beruhen auf Messungen der Laufzeiten im elastischen Bereich (Vorspannkraftniveau F). Im Rahmen dieses Vorversuches wurde untersucht, welchen Einfluss eine überelastische Axialbelastung einer Schraube, wie sie beispielsweise beim streckgrenzgesteuerten Anziehen vorkommt, auf die ultraschallbasierte Vorspannkraftermittlung hat.

5.7.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Eine Probe wurde bis zur experimentell ermittelten Streckgrenze $R_{p0,2}$ belastet. Parallel dazu wurden die Laufzeiten der Longitudinalwelle gemessen.

Die Untersuchung erfolgte an einer zylindrischen Werkstoffprobe der FK 10.9 aus 32CrB4. Der Versuchsaufbau ist Kapitel 3.2.5 zu entnehmen. Die zylindrische Werkstoffprobe wurde bis zu folgendem Kraftniveau belastet:

$$F = A_s \cdot R_{p0,2} = 157 \text{ mm}^2 \cdot 1065 \text{ N/mm}^2 = 167,2 \text{ kN}$$

5.7.2 Versuchsergebnisse

Die Laufzeitänderung bis zum definierten Kraftniveau ist Abbildung 5-27 zu entnehmen.

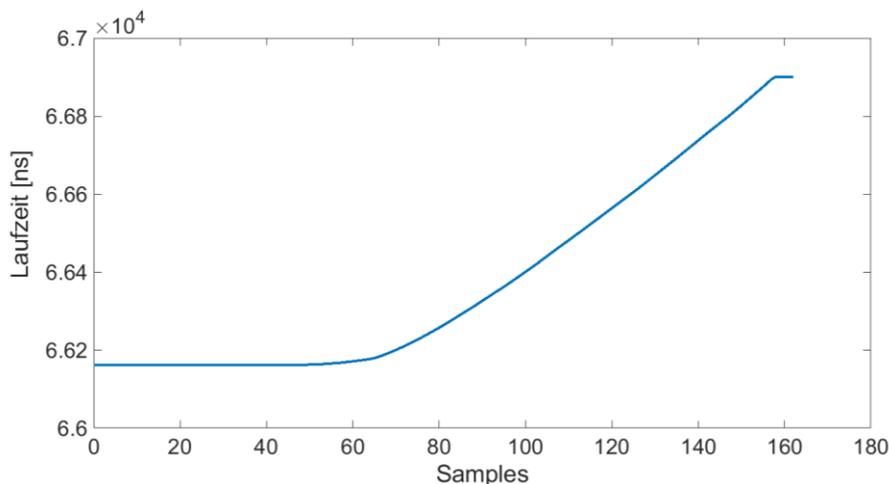


Abbildung 5-27: Kontinuierliche Messung der Laufzeit der Longitudinalwelle bis zur rechnerischen Streckgrenze $R_{p0,2}$

Die Longitudinalwelle zeigt bis zum gewählten Kraftniveau keine Linearitätsabweichung. Wahrscheinlich ist der plastifizierte Volumenanteil noch zu gering, um eine signifikante Auswirkung auf die Laufzeitänderung zu haben. Versuche an abgedrehten Proben, wie sie im Rahmen von Zugversuchen durchgeführt werden, könnten bessere Ergebnisse liefern. Auf eine Durchführung im Rahmen des Umfangs dieses Forschungsprojekts wurde jedoch verzichtet.

6 Fehlerbetrachtung

Um die vorgestellten Prüfverfahren (Ein- und Zwei-Moden-Methode) hinsichtlich des Fehlers abschätzen zu können, ist eine Fehlerbetrachtung unerlässlich.

Die analytische Berechnung der akusto-elastischen Konstanten für die Longitudinalwelle und Transversalwelle weist einen Fehler auf. Der Fehler bei der analytischen Bestimmung der akusto-elastischen Konstanten kann dabei in vier wesentliche Fehlergrößen zusammengefasst werden. Hierzu zählen die geometrischen Fehler (Fertigungstoleranzen), die schraubfallspezifischen Fehler, die Material abhängige Streuung und der Fehler der Laufzeitmessung. Die Tabelle 6-1 fasst die Fehlergrößen zusammen.

Tabelle 6-1: Fehlergrößen

Geometrie Fehler	Schraubfall Fehler	Material Fehler	Laufzeit Fehler
Längentoleranz	Klemmlänge	Materialbedingte Streuung	Messfehler der Laufzeit durch diskrete Messung
Gewindetoleranzen	Einschraubtiefe		
Kopftoleranzen	Gewinde unter Last		
Schafttoleranzen			
Durchmessertoleranzen			

Die Gleichung (4-1) zeigt, dass die Berechnung des schraubfallspezifischen K -Wertes K_x^* als Multiplikation aus dem gemessenen akusto-elastischen Materialkennwert, der berechneten Referenzfläche A_{ref} und anschließender Division durch den Geometriefaktor $N_{(m)x}^{\text{sim}}$ berechnet wird.

Jede dieser drei Größen (materialspezifischer K -Wert, Referenzfläche, Geometriefaktor) weist einen Fehler auf. Dabei ist der materialspezifischer K -Wert prinzipiell abhängig von dem Fehler der Laufzeitmessung und der Streuung des Materials. Die Referenzfläche und der Geometriefaktor hängen von den geometrischen und schraubfallspezifischen Fehlern ab, dies ist auch direkt an den hergeleiteten Gleichungen in Kapitel 4.1 erkennbar.

Aus Erfahrungswerten ist bekannt, dass der materialspezifische K -Wert K_{Material} mit einem Fehler von ca. 6% angenommen werden kann, in diesen 6% sind die Fehler durch die Materialstreuung und der Messfehler der Laufzeitmessung enthalten [12].

Für die Referenzfläche und den Geometriefaktor kann ein solcher Erfahrungswert nicht definiert werden, da diese immer von den einzelnen Kenngrößen des jeweiligen Schraubfalls abhängig sind.

Folgend wird exemplarisch für einen Schraubfall eine Fehlerabschätzung durchgeführt. Die Kenndaten des Schraubfalls werden in Tabelle 6-2 aufgeführt.

Tabelle 6-2: Geometrische Kenngrößen des betrachteten Schraubfalls.

Geometrische Kenngröße	Länge in mm
Durchmesser	16
Kopfhöhe	10
Bauteillänge	100
Gewindelänge	34
Schaftlänge	66
Einschraubtiefe	13
Klemmlänge	82
Gewindesteigung	2
Gewindeauslauf	5

Es ist explizit darauf hinzuweisen, dass es sich hierbei nicht um eine endgültige Fehlerrechnung handelt, sondern um eine Abschätzung, da nur die relevanten geometrischen und schraubfallspezifischen Kenngrößen betrachtet werden.

Als relevant werden in diesem Fall die nachfolgenden Kenngrößen, siehe Tabelle 6-3, erachtet:

Tabelle 6-3: Für die Fehlerabschätzung als relevant erachtete geometrische und schraubfallspezifische Kenngrößen mit zugehörigem absoluten Fehler.

Relevante Kenngröße	Absoluter Fehler in mm
Durchmesser	0,7
Kopfhöhe	0,75
Bauteillänge	2
Gewindelänge	3
Schaftlänge	1
Einschraubtiefe	3
Klemmlänge	3
Gewinde unter Last	1

Ausgehend von Kenndaten der Tabelle 6-3 werden die Fehler in der Referenzfläche und dem Geometriefaktor berechnet.

Zu Anfang wird der Fehler in der Referenzfläche A_{ref} berechnet, hierfür werden die Gleichungen (4-11) und (4-12) genutzt.

$$L_{\text{Wirkung}} = KL + 0,4 * D + 0,5D \quad (6-1)$$

$$A_{\text{ref}} = \frac{(\text{GewindeunterLast} + 0,5D) A_3 + (SL + 0,5D)A}{KL + 0,4 * D + 0,5D} \quad (6-2)$$

Hierbei gilt für A_3 und A :

$$A_3 = \pi * \left[\frac{(D - 1,22687 * P)}{2} \right]^2 \quad (6-3)$$

$$A = \pi * \left(\frac{D}{2} \right)^2 \quad (6-4)$$

Nach der Substitution der Flächen in der Gleichung (4-11) der Referenzfläche A_{ref} ergibt sich folgende Gleichung (6-5).

$$A_{\text{ref}} = \frac{(\text{GewindeunterLast} + 0,5D)\pi * \left[\frac{(D - 1,22687 * P)}{2} \right]^2 + (SL + 0,5D)\pi * \left(\frac{D}{2} \right)^2}{KL + 0,4 * D + 0,5D} \quad (6-5)$$

Diese Gleichung muss nach den vier fehlerbehafteten Größen (D , GewindeunterLast , SL , KL) abgeleitet werden. Um die Berechnung langer Ableitung zu sparen, wird die Gleichung (6-5) für den Referenzquerschnitt in drei Teile (T_1, T_2, T_3) gegliedert. Für jeden Teil wird die Fehlerrechnung in Abhängigkeit von den jeweiligen Fehlergrößen durchgeführt. Im Anschluss wird der Fehler der Referenzfläche aus den Teilfehlern kalkuliert.

Die folgende Gleichung (6-6) veranschaulicht die Aufteilung der Referenzfläche.

$$A_{\text{ref}} = \frac{T_1 + T_2}{T_3} \quad (6-6)$$

Es ergeben sich die drei fehlerbehafteten Terme T_1 , T_2 und T_3 , wie in den Gleichungen (6-7), (6-8) und (6-9) angegeben.

$$T_1 = (\text{GewindeunterLast} + 0,5D)\pi * \left[\frac{(D - 1,22687 * P)}{2} \right]^2 \quad (6-7)$$

$$T_2 = (SL + 0,5D)\pi * \left(\frac{D}{2}\right)^2 \quad (6-8)$$

$$T_3 = KL + 0,4 * D + 0,5D \quad (6-9)$$

Werden diese Gleichungen ((6-7), (6-8), (6-9)) nach den fehlerbehafteten Größen abgeleitet, so ergeben sich nachstehenden Ableitungen (6-10), (6-11), (6-12), (6-13), (6-14) und (6-15).

$$\frac{d}{d\text{GewindeunterLast}} (T_1) = \pi * \left[\frac{(D - 1,22687 * P)}{2} \right]^2 \quad (6-10)$$

$$\frac{d}{dD} (T_1) = \frac{1}{4} \pi * [\text{GewindeunterLast} * 2 * (D - 1,22687 * P) + 0,5 * (D - 1,22687 * P)^2 + 0,5D * 2 * (D - 1,22687 * P)] \quad (6-11)$$

$$\frac{d}{dD} (T_2) = \frac{1}{4} \pi [2 * \text{Schaft} * D + 1,5D^2] \quad (6-12)$$

$$\frac{d}{dSL} (T_2) = \frac{1}{4} \pi * D^2 \quad (6-13)$$

$$\frac{d}{dD} (T_3) = 0,9 \quad (6-14)$$

$$\frac{d}{dKL} (T_3) = 1 \quad (6-15)$$

Wenn die Kenngrößen ordnungsgemäß in die Gleichung (6-5) eingesetzt werden und auch die Referenzfläche nach den drei Gliedern abgeleitet wird, so ergibt sich nach dem Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetz ein Fehler von ca. 8,5% für die Referenzfläche.

Eine analoge Rechnung wie für den Referenzquerschnitt kann auch für den Geometriefaktor durchgeführt werden. Für den Geometriefaktor ergibt sich ein Fehler von ca. 4,5% für diesen Schraubfall mit den hier betrachteten Fehlergrößen. Alle benötigten Gleichungen können Kapitel 4.1 entnommen werden. Die Rechnung kann wie die Fehlerrechnung für die Referenzfläche in Glieder unterteilt werden, anschließend wird das Gauß'sche Fehlerfortpflanzungsgesetz angewendet.

Werden die berechneten Werte in Gleichung (4-1) eingesetzt und wird auch hier das Gauß'sche Fehlerfortpflanzungsgesetz angewandt, so ergibt sich für den Fehler im analytisch berechneten K -Wert ein Wert von:

$$K_x^* = K_{\text{Material}} A_{\text{ref}} \frac{1}{N_{(m)x}^{\text{sim}}} \rightarrow \text{Fehler } 11,3\%$$

6% 8,5% 4,5%

Hieraus ergibt sich für den betrachteten Schraubfall unter der Voraussetzung, dass es sich um den Werkstoff 32CrB4 mit feuerverzinktem (HT) Oberflächenschutzsystem handelt, ein relativer Fehler im analytisch berechneten K -Wert von 11,3 %.

7 Konzept – Arbeitspaket 5

In diesem Kapitel wird das Prüfkonzept dargestellt. Es sollen vor allem Handlungsanweisungen für eine Anwendung der in diesem Projekt erarbeiteten Konzepte gegeben werden, die es ermöglichen sowohl die Ein- als auch die Zwei-Moden-Methode in der Praxis anzuwenden. Das Vorgehen wird in drei Schritte unterteilt.

1. Schritt: Auswahl der Methode

Im ersten Schritt gilt es zu eruieren, ob die Ein- oder Zwei-Moden-Methode genutzt werden soll. Hierfür dient als einfache Entscheidungsgrundlage die Frage, ob der Referenzzustand der zu prüfenden Schrauben bekannt ist oder nicht. Der Referenzzustand ist die Laufzeit der Longitudinalwelle im spannungsfreien Zustand, diese muss für jede der zu prüfenden Schrauben bekannt sein.

Für den Fall, dass der Referenzzustand bekannt ist wird immer die Ein-Moden-Methode angewandt, da diese die höchste Genauigkeit erreichen kann und den Stand der Technik bildet. Für den Fall, dass der Referenzzustand unbekannt ist wird die Zwei-Moden-Methode genutzt.

2. Schritt: Geometriekompensation

Auch hinsichtlich der Geometriekompensation gibt es zwei Möglichkeiten. Einerseits können für den jeweilig zu prüfenden Schraubfall, die jeweiligen akusto-elastischen Konstanten bestimmt werden. Im Fall der Ein-Moden-Methode wird lediglich der akusto-elastische Kennwert der Longitudinalwelle benötigt. Im Fall der Zwei-Moden-Methode wird zusätzlich der akusto-elastische Kennwert der Transversalwelle benötigt.

Andererseits können die akusto-elastischen Kennwerte sowohl für die Longitudinalwelle als auch für die Transversalwelle analytisch berechnet werden. Hierfür werden die jeweiligen materialspezifischen akusto-elastischen Kennwerte für die entsprechende Wellenart benötigt. Diese können beispielsweise aus Literaturquellen entnommen werden. Ausgehend von diesen materialspezifischen Kennwerten wird mittels des Geometriefaktors, wie in Kapitel 4.1 beschrieben, eine Geometriekompensation durchgeführt. Diese Kompensation kann für die akusto-elastischen Kennwerte beider Wellenarten durchgeführt werden. Nach der Geometriekompensation ergibt sich der entsprechende analytisch berechnete K -Wert für die jeweilige Wellenart.

Für den Fall der Ein-Moden-Methode genügt es den akusto-elastischen Kennwert der Longitudinalwelle experimentell bzw. analytisch zu bestimmen. Mittels der gemessenen relativen Laufzeitänderung lässt sich nach Gleichung (2-7) die Vorspannkraft berechnen. Eine Beispielrechnung kann Kapitel 5.1 entnommen werden.

Für den Fall der Zwei-Moden-Methode wird basierend auf den akusto-elastischen der Longitudinalwelle und der Transversalwelle zuerst der Steigungsparameter der Q -Wert Geraden berechnet, eine Beispielrechnung kann Kapitel 5.1 entnommen werden. Anschließend kann mittels Gleichung (2-10) die Vorspannkraft bestimmt werden.

3. Schritt: Laufzeitmessung

Die Laufzeitmessung basiert auf der Kreuzkorrelationsfunktion. Diese Auswertemethodik hat die in Kapitel 2.4 aufgeführten Vorteile. Allerdings können Mehrdeutigkeiten in den Laufzeitwerten auftreten. Dies gilt sowohl für die Ein- als auch für die Zwei-Moden-Methode.

Wenn es bei der Laufzeitmessung zu Mehrdeutigkeiten in den berechneten Werten kommt, können, wie in Kapitel 4.2 beschrieben, Machine Learning basierte Modelle eingesetzt werden. Mittels dieser Modelle soll eine Klassifikation der Kreuzkorrelationen durchgeführt werden, dadurch werden die fehlerhaften Kreuzkorrelationen aussortiert. Somit werden die Mehrdeutigkeiten in den Signalen deutlich reduziert. Generell muss das Machine Learning Modell vor der Anwendung

an dem jeweiligen Schraubfall hinsichtlich der Funktionalität überprüft werden. Die Modelle können für beide Wellenarten erstellt werden.

Ein weiterer Ansatz ist, dass die Ultraschallerzeugung auf Basis von ‚Coded Excitation‘ genutzt wird. Durch den Einsatz von ‚Coded Excitation‘ wird, wie in Kapitel 4.3 beschrieben, die Entstehung der Mehrdeutigkeiten in den Kreuzkorrelationen unterdrückt.

Die Abbildung 7-1 fasst das Prüfkonzept in einem Ablaufplan zusammen.

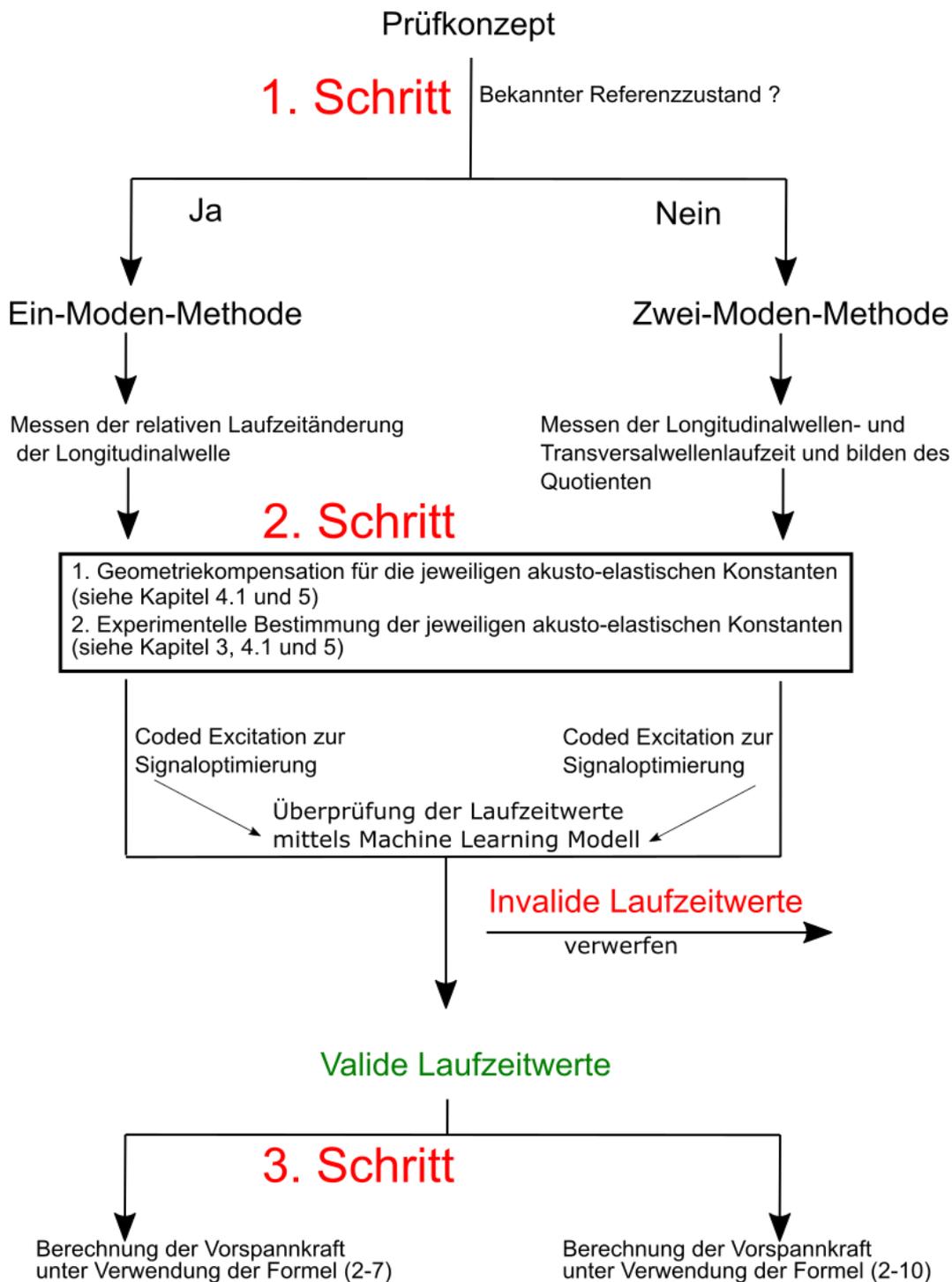


Abbildung 7-1: Exemplarisches Prüfkonzept.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieses Forschungsprojekts wurde die ultraschallbasierte Vorspannkraftbestimmung mittels der Zwei-Moden-Methode untersucht. Ziel des Forschungsvorhabens war, eine Methodik zu erarbeiten, mit welcher es möglich ist ultraschallbasiert die Vorspannkraft an Schraubenverbindungen ohne vorherige Kalibrierungsprozesse zu bestimmen. Hierfür wurden Einflüsse auf die Ultraschallsignale der Longitudinalwelle und Transversalwelle untersucht und bewertet. Daraus sollten Regeln für die Anwendung der Methodik abgeleitet werden.

Hierzu wurden verschiedene Schraubenwerkstoffe unterschiedlicher Festigkeitsklassen, Oberflächenschutzsysteme und Durchmesser charakterisiert. Die Bewertung erfolgte mit zunehmendem Komplexitätsgrad. Zunächst wurden an zylindrischen Werkstoffproben mit beidseitigem Gewinde die akusto-elastischen Kennwerte ermittelt, um Einflüsse aus Geometrie (Nenn Durchmesser M16, M36 und M48), Werkstoff (32CrB4 (1.7076), 34CrNiMo6 (1.6582) und 33MnCrB5-2 (1.7185)), Festigkeitsklasse (FK 8.8, 10.9 und 12.9) und Oberflächenschutzsystem (unbeschichtet, Zink Lamelle, Normal- (NT) und Hochtemperatur (HT) Feuerverzinkung) zu detektieren. Hierfür wurden weitere materialspezifische Kennwerte, wie Zugfestigkeit R_m , 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$, Bruchdehnung A , Brucheinschnürung Z und Elastizitätsmodul E sowie die Oberflächen und Kernhärte bestimmt. Darüber hinaus wurden lichtmikroskopische Aufnahmen zur Bewertung des Gefüges und zur Ermittlung der Korngröße durchgeführt. Die Schlibfbilder wurden ebenso für eine Auf- und Entkohlungsprüfung benutzt.

Auf Basis numerischer Simulationen konnte ein Kompensationsfaktor für die geometrischen Einflüsse auf die akusto-elastischen Materialkennwerte formuliert werden. Mittels dieses Geometriefaktors, siehe Kapitel 4.1, ist es möglich die gemessenen akusto-elastischen Kennwerte, aus Kapitel 3, auf materialspezifische akusto-elastische Kennwerte zu transformieren. Hierdurch wird der Aufwand zur Bestimmung der Vorspannkraft mittels Ultraschallverfahren deutlich reduziert, da es erstmals möglich ist, ausgehend von einem materialspezifischen Kennwert, durch eine analytische Rechenvorschrift (Geometriefaktor) auf verschiedene Schraubfälle zu schließen. Somit können aufwändige Kalibrierversuche im Labor entfallen.

Die Laufzeitmessmethode bildet das zentrale Element der ultraschallbasierten Vorspannkraftermittlung. Aktuell hat die kreuzkorrelationsbasierte Laufzeitmessmethode den Nachteil, dass diese Mehrdeutigkeiten in der Auswertefunktion beinhaltet, vergleiche Kapitel 2.4, 4.2 und 4.3. Dieser Problematik wurde sich mittels zwei Methoden genähert. Einerseits wurden Machine Learning basierte Modelle entwickelt, siehe Kapitel 4.2, deren Ziel es ist, die fehlerbehafteten Laufzeitwerte aufgrund von extrahierten Merkmalen auszusortieren. Andererseits wurde ‚Coded Excitation‘ eingesetzt, siehe Kapitel 4.3, um die Entstehung der Mehrdeutigkeiten in den Ultraschallsignalen durch gezielte Pulsanregung zu unterdrücken.

Des Weiteren wurde sich mit der elektromagnetischen Ultraschallerzeugung (EMUS) befasst. Es wurden verschiedene Wandlerdesigns entwickelt. Im Wesentlichen können die verschiedenen Wandlerkonzepte auf zwei verschiedene Möglichkeiten zurückgeführt werden. Es ist möglich beide verwendeten Wellenarten (Longitudinal- und Transversalwelle) mittels elektromagnetischem Ultraschallschall anzuregen. Daneben besteht die Möglichkeit, die Longitudinalwelle piezoelektrisch zu erzeugen, während die Transversalwelle weiterhin elektromagnetisch übertragen wird, siehe Kapitel 4.4. Beide Wandlerkonzepte wurden hinsichtlich Anwendbarkeit an Schrauben untersucht.

Zur Validierung der Messmethoden (Ein- und Zwei-Moden-Methode) wurden zahlreiche experimentelle Untersuchungen an Schrauben und Schraubverbindungen durchgeführt. Hierbei wurden Einflüsse wie Montageverfahren (drehende und ziehende Montage), Oberflächenzustand (Korrosion), Temperatur und Belastungsart (Axial- bzw. Biegebelastung) untersucht. Darüber hinaus wurden verschiedene Schraubfallszenarien (Variation der Klemm-, Gewinde- und Schaftlänge) geprüft, für welche eine analytische Berechnung der akusto-elastischen Kennwerte auf Basis der ermittelten materialspezifischen akusto-elastischen Kennwerte durchgeführt wurde.

Diese Berechnungen wurden sowohl für die Longitudinalwelle als auch für die Transversalwelle durchgeführt und mit experimentell ermittelten Werten verglichen, siehe Kapitel 5. Der Einfluss einer überelastischen Belastung, z.B. aus dem Anziehverfahren, auf die Ultraschallsignale wurde untersucht, siehe Kapitel 5.7.

In weiterführenden Untersuchungen wäre eine systematische Untersuchung des Einflusses von überelastischen Anziehverfahren von großem praktischem Interesse. Zudem könnten weitere Versuche mit Biegebelastung durchgeführt werden, insbesondere bei langen Schrauben, welche bereits aufgrund der Montage ein statisches Biegemoment aufweisen. Dieses statische Biegemoment resultiert aus Imperfektionen der zu verbindenden Bauteile. In diesem Zusammenhang wäre es sinnvoll Leitlinien zu entwickeln, bis zu welcher Winkelschiefstellung eine ultraschallbasierte Vorspannkraftbestimmung realisierbar ist.

Im Rahmen des durchgeführten Forschungsprojektes wurde die Vorspannkraft an Schrauben ermittelt, die einer statischen Belastung unterlagen. Im Weiteren ist die Untersuchung von zyklischen Belastungsvarianten, wie sie auch häufig in der Praxis auftreten, von großem Interesse. Insbesondere die Möglichkeit der Anrissdetektion bzw. das Charakterisieren des Ermüdungszustandes der Schraubverbindung mit Ultraschallverfahren würde einen erheblichen Mehrwert bieten.

B Verwendung der Zuwendung:

- wissenschaftlich-technisches Personal (Einzelansatz A.1 des Finanzierungsplans)
 - **Forschungseinrichtung 1 – IZFP:**
 - **19,3** Personenmonate HPA A
 - **1,5** Personenmonate HPA B
 - **Forschungseinrichtung 2 – MPA-IfW:**
 - **30** Personenmonate HPA A
 - **12** Personenmonate HPA B

- Geräte (Einzelansatz B des Finanzierungsplans)
 - **Forschungseinrichtung 1 – IZFP:**

Es sind keine Gerätebeschaffungen im Rahmen des Projekts durchgeführt worden. Grund für die Abweichung zu Einzelansatz B ist, dass das Produkt oder ein Vergleichsprodukt nicht am Markt verfügbar waren.
 - **Forschungseinrichtung 2 – MPA-IfW:**

Es sind entsprechend Einzelansatz B des Antrags keine Gerätebeschaffungen im Rahmen des Projekts durchgeführt worden.

- Leistungen Dritter (Einzelansatz C des Finanzierungsplans)
 - **Forschungseinrichtung 1 – IZFP:**

Es sind entsprechend Einzelansatz C des Antrags keine Leistungen Dritter im Rahmen des Projekts beauftragt worden.
 - **Forschungseinrichtung 2 – MPA-IfW:**

Es sind entsprechend Einzelansatz C des Antrags keine Leistungen Dritter im Rahmen des Projekts beauftragt worden.

C Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit:

Das Ziel des Vorhabens wurde erreicht und der erforderliche Erkenntnisgewinn sowie die vollumfängliche Analyse konnten durchgeführt werden.

Bei der Auswahl der durchführenden Mitarbeiter wurde auf Experten der Institute im Bereich Werkstoffkunde und Schraubtechnik, der Ultraschall-, EMUS- und Vorspannkraftmesstechnik geachtet. Die sich im Rahmen der Forschungsarbeit ergebenden Anforderungen und Fachkenntnisse im Bereich des maschinellen Lernens sowie der Ultraschall-Signalverarbeitung haben höhere Anforderungen an die Wissenschaftlichkeit gestellt, als ursprünglich im Rahmen der Antragsstellung abzuschätzen war. Aus diesem Grund wurde vermehrt auf wissenschaftliches Personal im Vergleich zum ursprünglichen Projektansatz zurückgegriffen.

Die durchzuführenden, reproduzierenden Mess- und Simulations- sowie Auswerteaufgaben wurden in Zusammenarbeit mit studentischen Hilfskräften durchgeführt.

Alle theoretischen, Auswertungs- und Entwicklungsaufgaben mussten von wissenschaftlichem Personal mit physikalischem, ingenieurwissenschaftlichen oder elektrotechnischem Hintergrund durchgeführt werden und genügen den gängigen Standards bezüglich wissenschaftlicher Sorgfalt und Dokumentation.

Bei den durchgeführten und beschriebenen Arbeiten handelt es sich um im Forschungsantrag geplanten und beschriebenen Tätigkeiten. Die Durchführung der Forschungsarbeiten durch wissenschaftliche Mitarbeiter, technisches Personal waren aufgrund der Komplexität der zu bewältigenden Aufgaben zur Erreichung der im Forschungsantrag definierten Zielsetzung erforderlich.

Die Arbeiten sind notwendig und für die Erfüllung der Projektziele als angemessen anzusehen. Die durchgeführte umfangreiche werkstofftechnische Grundcharakterisierung der im Projekt verwendeten Werkstoffe bildet die Grundlage, um die Zusammenhänge zwischen akusto-elastischen Effekt und Werkstoffverhalten sowie Geometrieparameter zu verstehen. Die durchgeführten Arbeiten waren für das Erreichen der Projektziele notwendig und der Umfang der Arbeiten war den Erfordernissen angemessen.

D Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft:

- Durchgeführte Transfermaßnahmen

Maßnahme	Ziel	Ort / Rahmen	Datum / Zeitraum
Sitzungen des projektbegleitenden Ausschusses (pbA)	Vorstellung und Diskussion der Zwischenergebnisse, Abstimmung von Maßnahmen	1. Sitzung an der Uni Duisburg	11.12.2018
		2. Sitzung am Fraunhofer IZFP in Saarbrücken	23.05.2019
		3. Sitzung an der TU Darmstadt (MPA-IfW)	20.11.2019
		4. Sitzung in digitaler Form (Organisator: MPA-IfW)	05.05.2020
		5. Sitzung in digitaler Form (Organisator: IZFP)	06.10.2020
		Abschlusssitzung mit PA in digitaler Form (Organisator: IZFP)	17.02.2021
Sitzungen des Fachausschuss V4 - Unterwassertechnik	Information des Fachausschusses über Projekt und Diskussion der Ergebnisse	Regelmäßige Sitzungen des DVS Fachausschuss V4	Herbst 2018; Frühjahr und Herbst 2019; Frühjahr und Herbst 2020; Frühjahr 2021
Fachtagungen	Wissenstransfer in die Wirtschaft und Fachwelt	2. VDI-Fachkonferenz Versagensmechanismen von Schraubenverbindungen 2020	03.-04.11.2020
		7. Tagung Unterwassertechnik in Hamburg	12.-13.11.2019
		WAB-Arbeitskreis Gründungsstrukturen & Stahlbau	05.09.2019

		3. Fachtagung Schraubenverbindungen – Vortrag: „Vorspannkraftbestimmung mittels Ultraschallmethoden in Theorie, Praxis und Forschung“	27.-28.03.2019
		VDI Schraubenverbindungen 2018 - Vortrag: „Ultraschall-Vorspannkraftmessung mit Nutzung von a priori Informationen“	21.11.2018
Veröffentlichungen	Wissenstransfer in die Wirtschaft und Fachwelt	- VDI Berichte 2336, S.271-275: „Analytische Korrektur geometriespezifischer Einflüsse auf die ultraschallbasierte Vorspannkraftbestimmung in Schraubenverbindungen“	November 2018
		- Journal of Non-Destructive Evaluation: „Machine Learning Based Preprocessing to Ensure Validity of Cross-Correlated Ultrasound Signals for Time-of-Flight Measurements“ (DOI:10.1007/s10921-020-00745-7)	Februar 2021
		- Manuskript zur Publikation eingereicht: „Optimization of the unambiguity of cross-correlated ultrasonic signals through Coded Excitation Sequences for robust time-of-flight measurements“	Februar 2021
Lehre	Wissenstransfer an Studierende	Masterarbeit Marius Schäfer, HTW-Saar	August 2020
		Masterarbeit Simon Herter, Universität des Saarlandes	Juli 2020
		Masterarbeit Nadja Groß, Universität des Saarlandes	Juni 2019
		Masterarbeit Tobias Müller, HTW-Saar	Februar 2019
		Bachelorarbeit im Bereich Kombinationswandlertechnik, HTW-Saar	Mai 2018

▪ Geplante Transfermaßnahmen nach Abschluss des Projekts

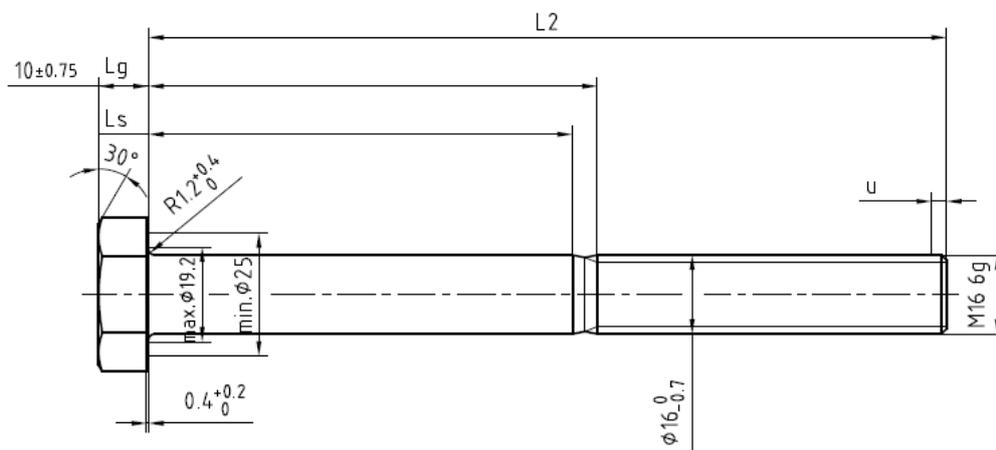
Maßnahme	Ziel	Ort / Rahmen	Datum / Zeitraum
----------	------	--------------	------------------

Abschlussbericht	Dokumentation des Forschungsprojekts, detaillierte Beschreibung der Ergebnisse	FV Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS	Bis 6 Monate nach Projektende
Fachtagungen	Wissenstransfer in die Wirtschaft und Fachwelt	z.B. Transfertag des DVS	Herbst/Winter 2021
Veröffentlichungen	Wissenstransfer in die Wirtschaft und Fachwelt	Fachzeitschriften z.B. Materialwiss.&Werkstofftechnik, IEEE Ultrasonics Symp. Proc., DGZFP-Jahrestagung, WCNDT	
Lehre	Wissenstransfer an Studierende	Vorlesung „Verbindungstechnik“	Jeweils im Sommersemester
Berufliche Weiterbildung	Vermittlung der Ergebnisse an Fachleute aus der Praxis	Schraubfachausbildung (DSV) [®]	Jährliches Angebot
Erarbeitung von Regelwerken	Normative Umsetzung der Ergebnisse	VDI 2230, DIN 1090, Normenwerke des VDA	6 Monate bis 5 Jahre nach Projektende
Schulung	Schulung zur Anwendung der Prüftechnik	Prototyp des Systems bei den Forschungsstellen	ab 9 Monate nach Projektende
<p>Einschätzung der Realisierbarkeit des Transferkonzepts: Die aufgeführten, bereits erfolgreich realisierten und noch ausstehenden Transfermaßnahmen werden somit insgesamt hinsichtlich ihrer Realisierbarkeit als voll realisierbar eingestuft.</p>			

E Anhang und Literatur

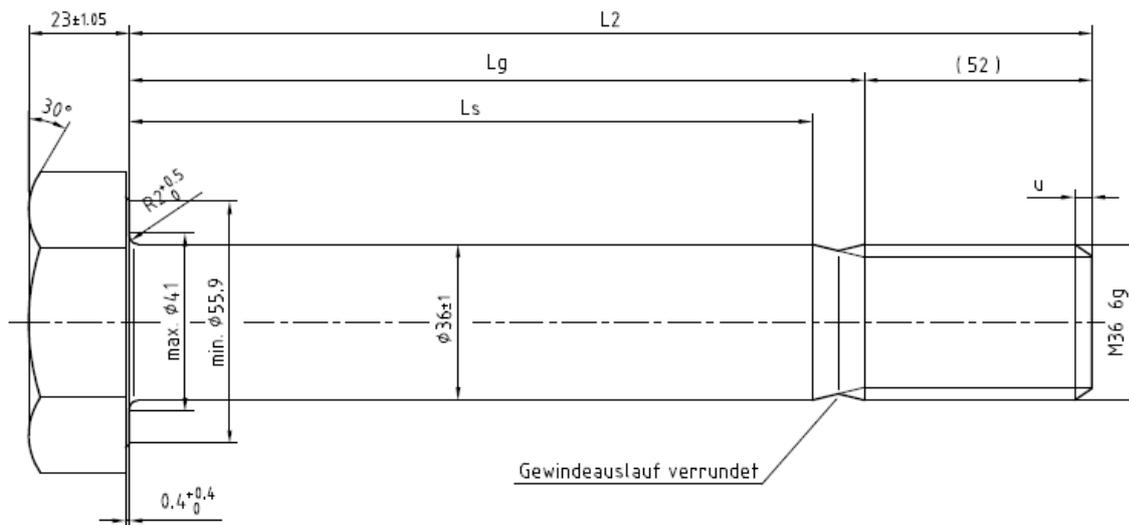
Anhang

Geometrie der HV-Schrauben



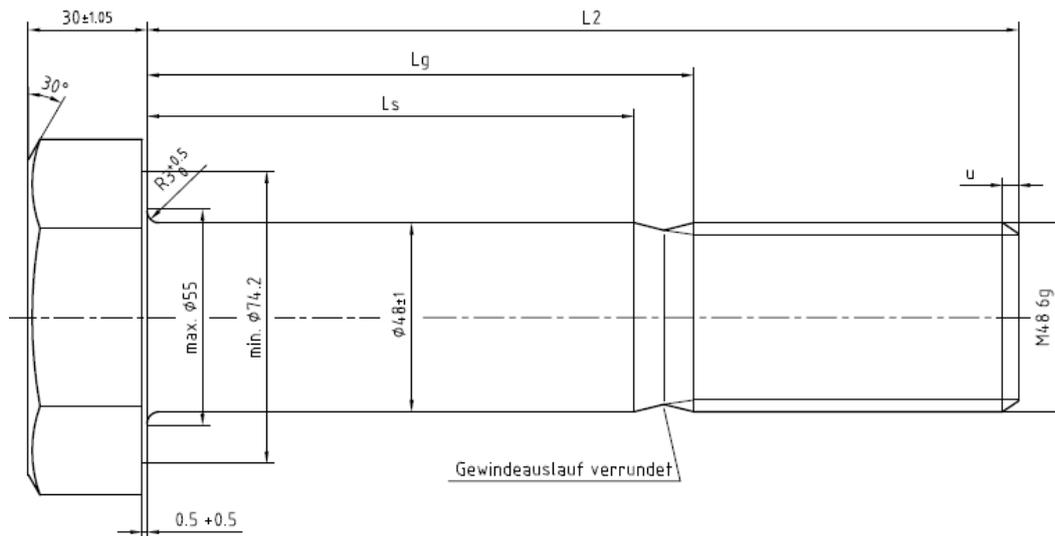
Festigkeitsklasse "xx"	L2	M e n g e			
		min. Ls = 20 / max. Lg = 26	min. Ls = 60 / max. Lg = 66	min. Ls = 100 / max. Lg = 106	min. Ls = 66 / max. Lg = 72
8.8	160 ± 2	0	0	40	0
10.9	160 ± 2	55	30	80	0
12.9	160 ± 2	0	0	40	0
10.9	100 ± 1,75	0	0	0	180

Abbildung 0-1: Geometrie der M16x160 und M16x100 HV-Schrauben (Zeichnungen August Friedberg)



Festigkeitsklasse "xx"	L2	M e n g e	
		min. Ls = 56 / max. Lg = 68	min. Ls = 156 / max. Lg = 168
10.9	120 ± 1.75	100	0
10.9	220 ± 2	0	30

Abbildung 0-2: Geometrie der M36x160 und M36x100 HV-Schrauben (Zeichnungen August Friedberg)



Festigkeitsklasse "xx"	L2	M e n g e
		min. Ls = 203 / max. Lg = 218
10.9	300 ± 2.6	20

Abbildung 0-3: Geometrie der M36x160 und M36x100 HV-Schrauben (Zeichnungen August Friedberg)

Chemische Zusammensetzung

Tabelle 0-1: Chemische Zusammensetzung in Masse-%, 32CrB4, zylindrische Werkstoffproben M16, Festigkeitsklassen 8.8, 10.9 und 12.9, Sollwerte nach DIN EN 10263-4 [15].

32CrB4	C	Si	Mn	Cr	Cu	B
Sollwerte	0,30...0,34	≤ 0,30	0,60...0,90	0,90...1,20	≤ 0,25	0,0008...0,0050
Istwerte (FK 8.8)	0,30	0,16	0,82	1,12	0,02	0,0030
Istwerte (FK 10.9)	0,32	0,16	0,83	1,10	0,02	0,0032
Istwerte (FK 12.9)	0,32	0,17	0,84	1,10	0,02	0,0033

Tabelle 0-2: Chemische Zusammensetzung in Masse-%, 32CrB4, zylindrische Werkstoffprobe M36, Festigkeitsklasse 10.9, Sollwerte nach DIN EN 10263-4 [15].

32CrB4	C	Si	Mn	Cr	Cu	B
Sollwerte	0,30...0,34	≤ 0,30	0,60...0,90	0,90...1,20	≤ 0,25	0,0008...0,0050
Istwerte	0,34	0,24	0,84	1,15	0,08	0,0032

Tabelle 0-3: Chemische Zusammensetzung in Masse-%, 34CrNiMo6, zylindrische Werkstoffprobe M36, Festigkeitsklasse 10.9, Sollwerte nach DIN EN 683-2 [16].

34CrNiMo6	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo
Sollwerte	0,30...0,38	≤ 0,40	0,50...0,80	1,30...1,70	1,30...1,70	0,15...0,30
Istwerte	0,40	0,24	0,66	1,60	1,54	0,22

Tabelle 0-4: Chemische Zusammensetzung in Masse-%, 34CrNiMo6, zylindrische Werkstoffprobe M48, Festigkeitsklasse 10.9, Sollwerte nach DIN EN 683-2 [16].

34CrNiMo6	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo
Sollwerte	0,30...0,38	≤ 0,40	0,50...0,80	1,30...1,70	1,30...1,70	0,15...0,30
Istwerte	0,39	0,25	0,72	1,45	1,47	0,17

Tabelle 0-5: Chemische Zusammensetzung in Masse-%, 33MnCrB-2, zylindrische Werkstoffprobe M36, Festigkeitsklasse 10.9, Sollwerte nach DIN EN 10263-4 [15].

33MnCrB5-2	C	Si	Mn	Cr	B
Sollwerte	0,30...0,36	≤ 0,40	1,20...1,50	0,30...0,60	0,0008...0,0050
Istwerte	0,34	0,19	1,48	0,50	0,0033

Tabelle 0-6: Chemische Zusammensetzung in Masse-%, 33MnCrB-2, zylindrische Werkstoffprobe M48, Festigkeitsklasse 10.9, Sollwerte nach DIN EN 10263-4 [15].

33MnCrB5-2	C	Si	Mn	Cr	B
Sollwerte	0,30...0,36	≤ 0,40	1,20...1,50	0,30...0,60	0,0008...0,0050
Istwerte	0,347	0,203	1,46	0,449	0,0045

Zugversuche

Zugversuche an fertigen Schrauben

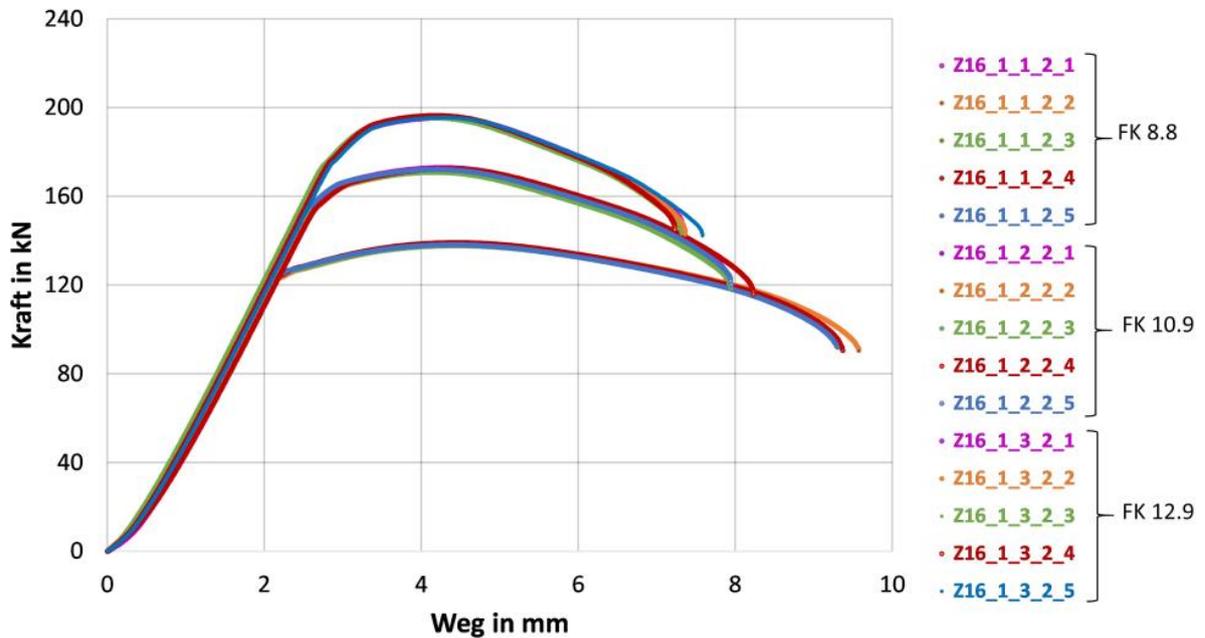


Abbildung 0-4: Kraft-Weg-Diagramme der Zugversuche an fertigen Schrauben, 32CrB4, HV-Schrauben M16, Festigkeitsklassen 8.8, 10.9 und 12.9

Tabelle 0-7: Ergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben, 32CrB4, HV-Schrauben M16, Festigkeitsklasse 8.8, 10.9 und 12.9

Proben Nr.	Höchstkraft F_m in kN	Zugfestigkeit R_m in MPa
1	139,1	886
2	138,4	882
3	137,8	878
4	139,2	887
5	138,2	880
Mittelwert	138,5 ± 0,5	882 ± 3
A)	125,0 (FK 8.8)	800 (FK 8.8)
1	173,0	1102
2	171,4	1092
3	170,9	1089
4	172,5	1099
5	172,2	1097
Mittelwert	172,0 ± 0,7	1096 ± 5
A)	163,0 (FK 10.9)	1040 (FK 10.9)
1	195,5	1245

2	196,1	1249
3	195,2	1243
4	196,5	1252
5	195,5	1245
Mittelwert	195,7 ± 0,5	1247 ± 3
A)	192,0 (FK 12.9)	1220 (FK 12.9)

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 und Tabelle 4 [17]

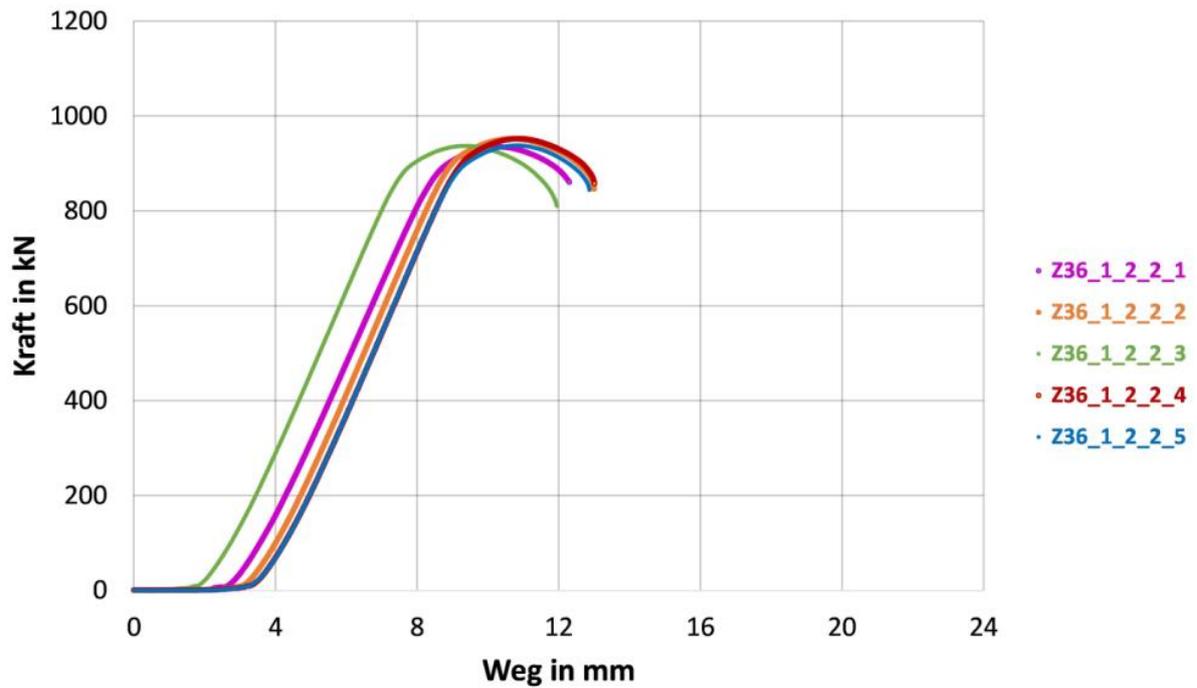


Abbildung 0-5: Kraft-Weg-Diagramme der Zugversuche an fertigen Schrauben, 32CrB4, HV-Schrauben M36, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-8: Ergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben, 32CrB4, HV-Schrauben M36, Festigkeitsklasse 10.9

Proben Nr.	Höchstkraft F_m in kN	Zugfestigkeit R_m in MPa
1	935,5	1145
2	952,3	1165
3	937,3	1147
4	952,6	1166
5	938,1	1148
Mittelwert	943,2 ± 8,5	1154 ± 10
A)	850,0	1040

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 und Tabelle 4 [17]

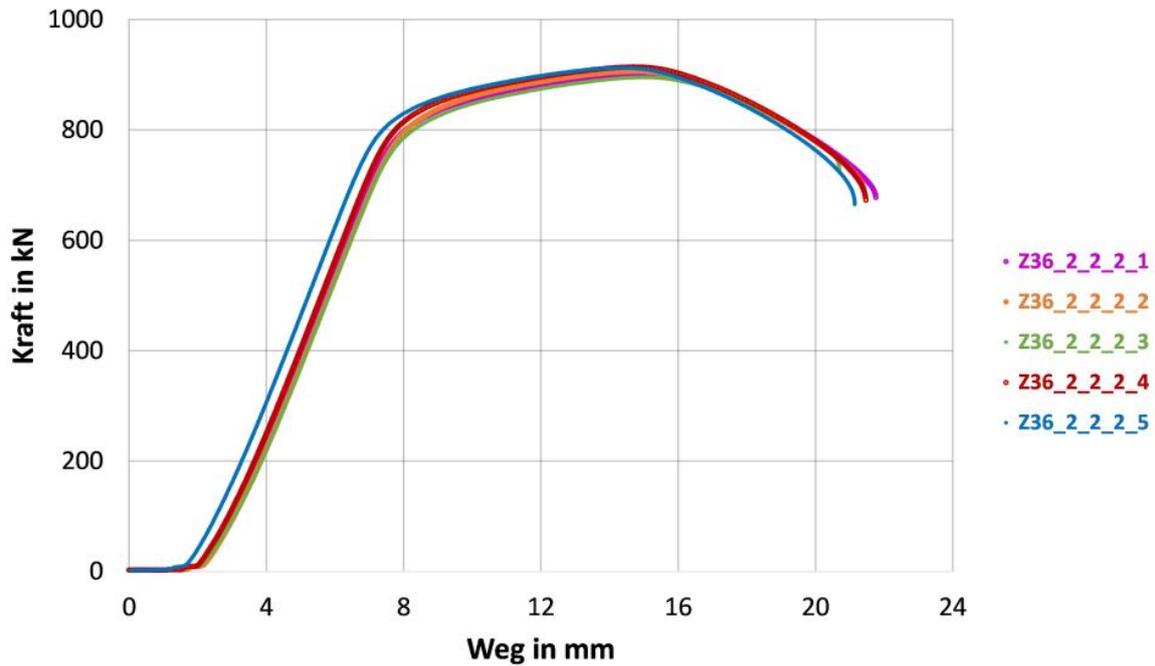


Abbildung 0-6: Kraft-Weg-Diagramme der Zugversuche an fertigen Schrauben, 34CrNiMo6, Gewindestifte M36, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-9: Ergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben, 34CrNiMo6, Gewindestifte M36, Festigkeitsklasse 10.9

Proben Nr.	Höchstkraft F_m in kN	Zugfestigkeit R_m in MPa
1	902,5	1105
2	906,5	1110
3	895,5	1096
4	914,3	1119
5	912,8	1117
Mittelwert	$906,3 \pm 7,7$	1109 ± 9
A)	850,0	1040

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 und Tabelle 4 [17]

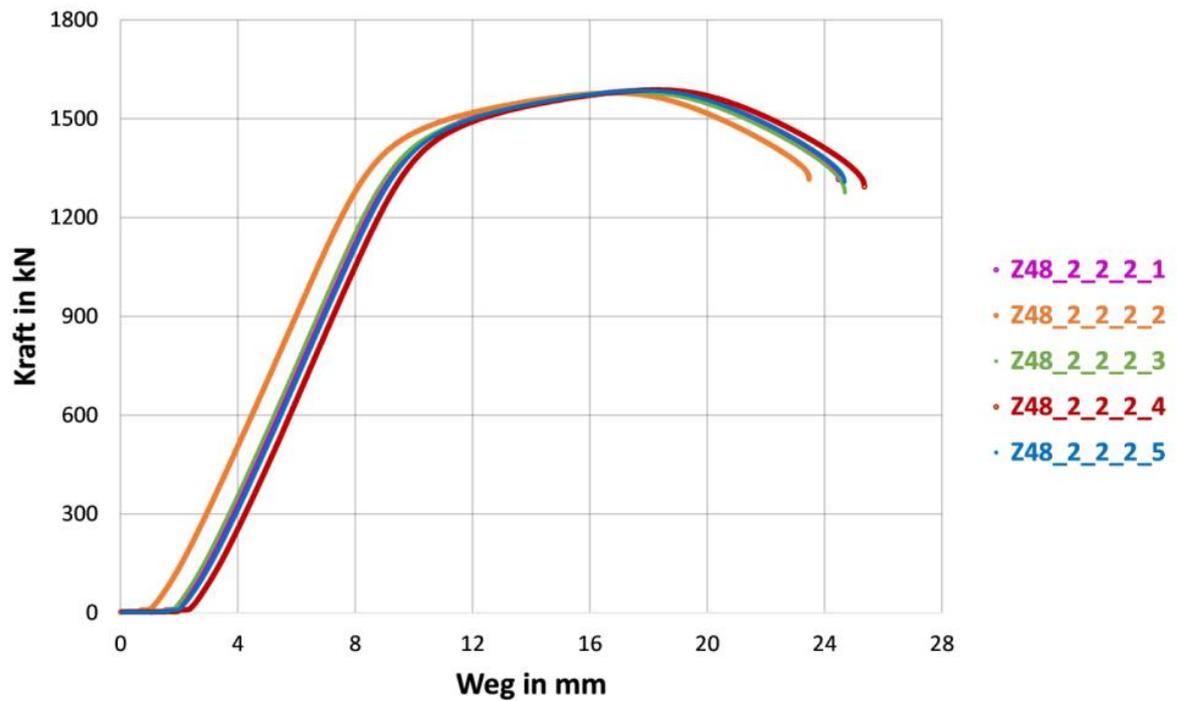


Abbildung 0-7: Kraft-Weg-Diagramme der Zugversuche an fertigen Schrauben, 34CrNiMo6, Gewindestifte M48, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-10: Ergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben, 34CrNiMo6, Gewindestifte M48, Festigkeitsklasse 10.9

Proben Nr.	Höchstkraft F_m in kN	Zugfestigkeit R_m in MPa
1	1585,0	1076
2	1578,3	1072
3	1579,9	1073
4	1587,6	1078
5	1585,3	1076
Mittelwert	$1585,2 \pm 3,9$	1075 ± 3
A)	1531,9*	1040

^{A)} Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 und Tabelle 4 [17]

* in Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 898-1 [17] unter Hinzunahme der DAST-Richtlinie 21 [18]

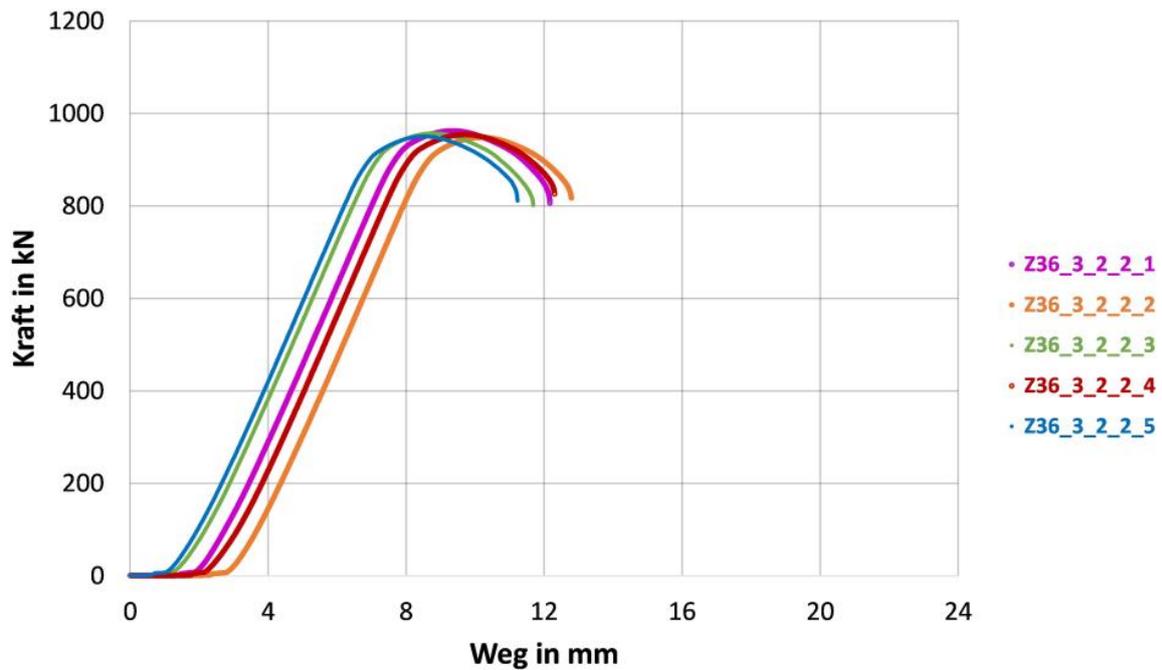


Abbildung 0-8: Kraft-Weg-Diagramme der Zugversuche an fertigen Schrauben, 33MnCrB5-2, HV-Schrauben M36, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-11: Ergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben, 33MnCrB5-2, HV-Schrauben M36, Festigkeitsklasse 10.9

Proben Nr.	Höchstkraft F_m in kN	Zugfestigkeit R_m in MPa
1	963,0	1179
2	948,7	1161
3	957,5	1172
4	954,8	1169
5	950,7	1164
Mittelwert	$954,9 \pm 5,7$	1169 ± 7
A)	850,0	1040

^{A)} Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 und Tabelle 4 [17]

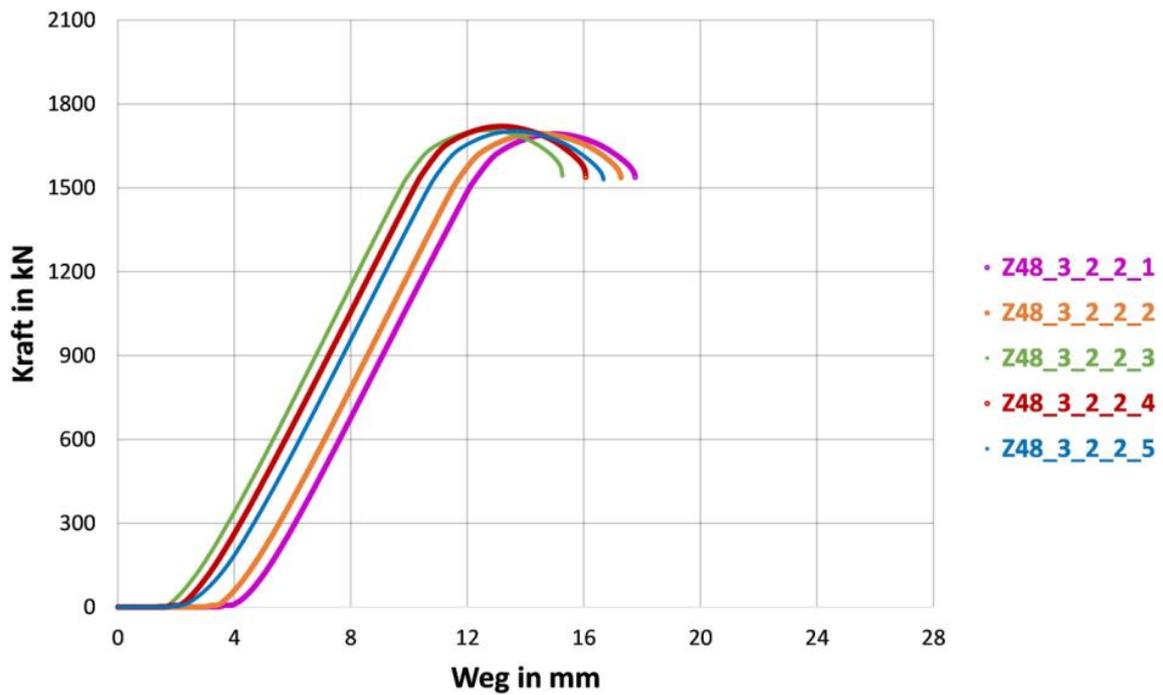


Abbildung 0-9: Kraft-Weg-Diagramme der Zugversuche an fertigen Schrauben, 33MnCrB5-2, HV-Schrauben M48, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-12: Ergebnisse der Zugversuche an fertigen Schrauben, 33MnCrB5-2, HV-Schrauben M48, Festigkeitsklasse 10.9

Proben Nr.	Höchstkraft F_m in kN	Zugfestigkeit R_m in MPa
1	1693,3	1150
2	1694,9	1151
3	1706,6	1159
4	1720,4	1168
5	1703,2	1156
Mittelwert	1703,7 ± 10,9	1157 ± 7
A)	1531,9*	1040

^{A)} Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 und Tabelle 4 [17]

* in Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 898-1 [17] unter Hinzunahme der DAST-Richtlinie 21 [18]

Zugversuche an abgedrehten Proben

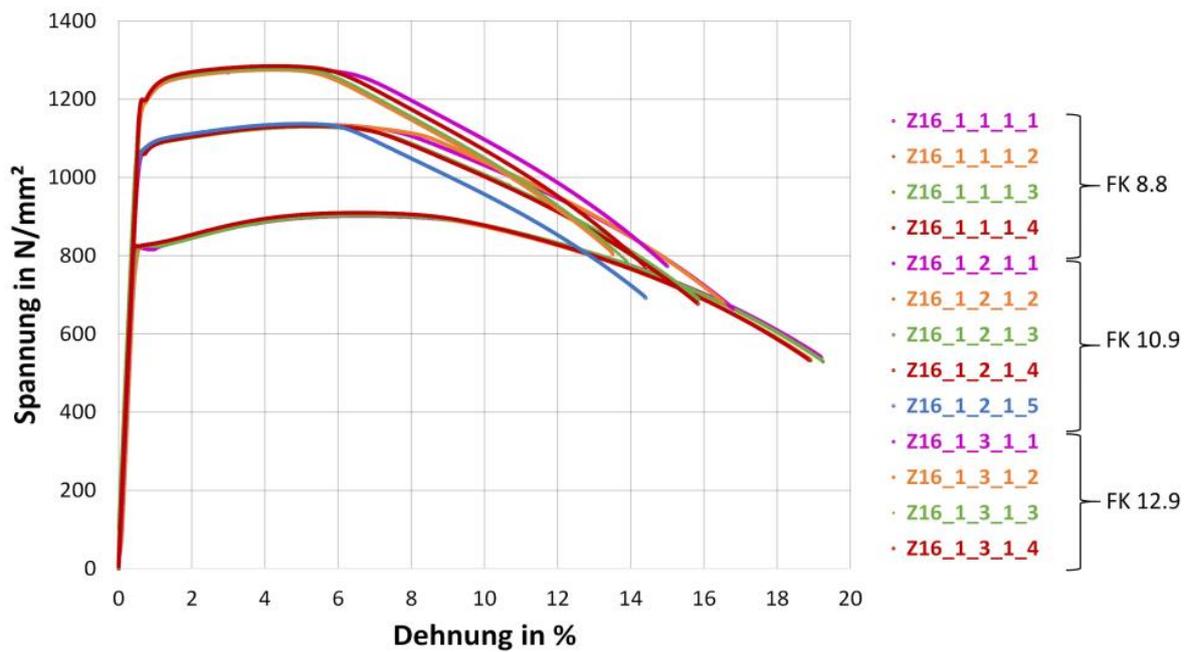


Abbildung 0-10: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche an abgedrehten Proben, 32CrB4, HV-Schrauben M16, Festigkeitsklassen 8.8, 10.9 und 12.9

Tabelle 0-13: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben, 32CrB4, HV-Schrauben M16, Festigkeitsklasse 8.8

Pro-benNr.	Querschnitts-fläche S_0 in mm ²	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruch-deh-nung A in %	Bruch-ein-schnürung Z in %	E-Modul E in GPa
1	78,666	903	821	19,5	66	210,0
2	78,603	906	826	19,5	67	208,0
3	78,681	904	823	19,0	66	203,0
4	78,666	910	823	19,0	68	213,0
5	78,697	---*	---*	---*	---*	---*
Mittel-wert	---	906 ± 3	823 ± 2	19,3 ± 0,3	67 ± 1	209,0 ± 4,0
A)	---	800	640	12,0	52	---

^{A)} Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

* Versuch fehlgeschlagen

Tabelle 0-14: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben, 32CrB4, HV-Schrauben M16, Festigkeitsklasse 10.9

ProbenNr.	Querschnittsfläche S_0 in mm ²	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruchdehnung A in %	Bruchdehnung Z in %	E-Modul E in GPa
1	78,399	1136	1061	17,0	64	208,0
2	78,446	1135	1070	17,5	63	209,0
3	78,634	1130	1059	16,5	64	209,0
4	78,587	1133	1061	16,5	62	204,0
5	78,587	1138	1072	15,0	62	212,0
Mittelwert	---	1134 ± 3	1065 ± 6	16,5 ± 0,9	63 ± 1	208,4 ± 2,9
A)	---	1040	940	9,0	48	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

Tabelle 0-15: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben, 32CrB4, HV-Schrauben M16, Festigkeitsklasse 12.9

ProbenNr.	Querschnittsfläche S_0 in mm ²	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruchdehnung A in %	Bruchdehnung Z in %	E-Modul E in GPa
1	78,336	1278	1199	15,0	62	211,0
2	78,320	1276	1194	14,0	59	208,0
3	78,383	1279	1202	13,5	61	204,0
4	78,603	1285	1204	14,0	62	204,0
5	78,556	---*	---*	---*	---*	---*
Mittelwert	---	1280 ± 4	1200 ± 4	14,1 ± 0,6	61 ± 1	206,8 ± 3,4
A)	---	1220	1100	8,0	44	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

* Versuch fehlgeschlagen

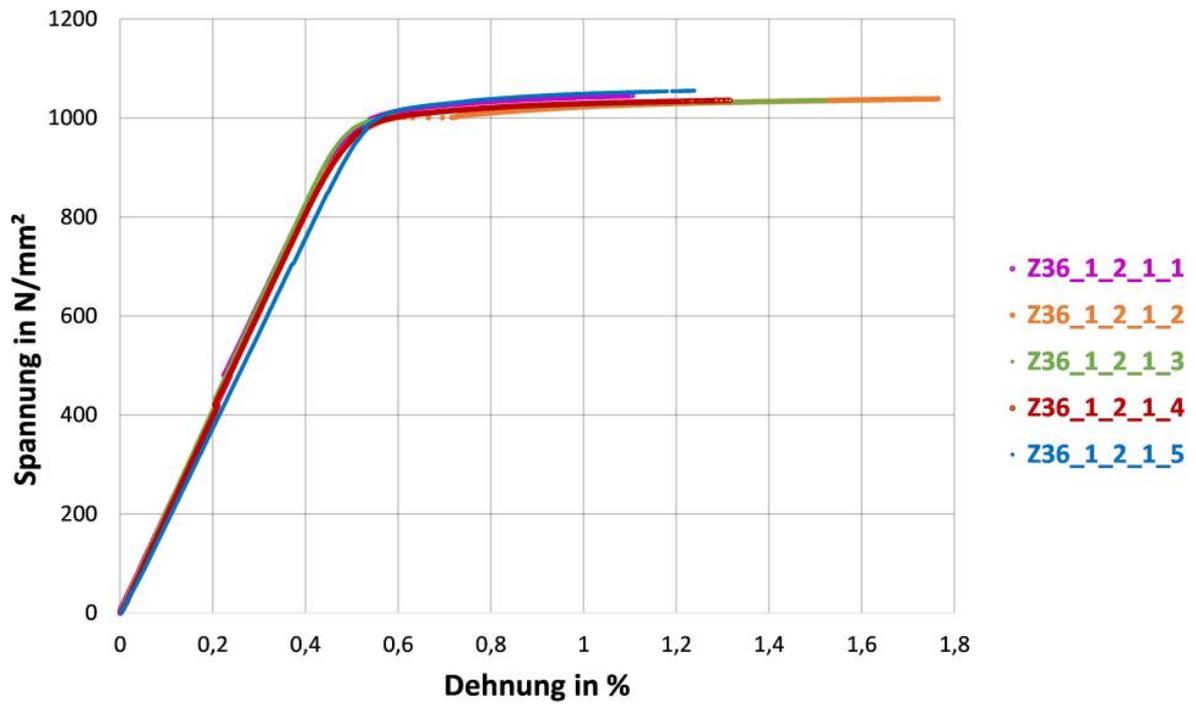


Abbildung 0-11: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche an abgedrehten Proben, 32CrB4, HV-Schrauben M36, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-16: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben, 32CrB4, HV-Schrauben M36, Festigkeitsklasse 10.9

Pro- benNr.	Querschnitts- fläche S ₀ in mm ²	Zugfestigkeit R _m in MPa	Dehngrenze R _{p0,2} in MPa	Bruch-deh- nung A in %	Bruch-ein- schnürung Z in %	E-Modul E in GPa
1	572,13	1095	1027	15,0	55	196,0
2	572,13	1082	1002	15,0	54	204,0
3	572,13	1081	1012	14,5	55	203,0
4	572,56	1084	1014	14,5	55	203,0
5	572,56	1104	1044	14,0	54	196,0
Mittel- wert	---	1089 ± 10	1020 ± 16	14,6 ± 0,4	55 ± 1	200,4 ± 4,0
A)	---	1040	940	9,0	48	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

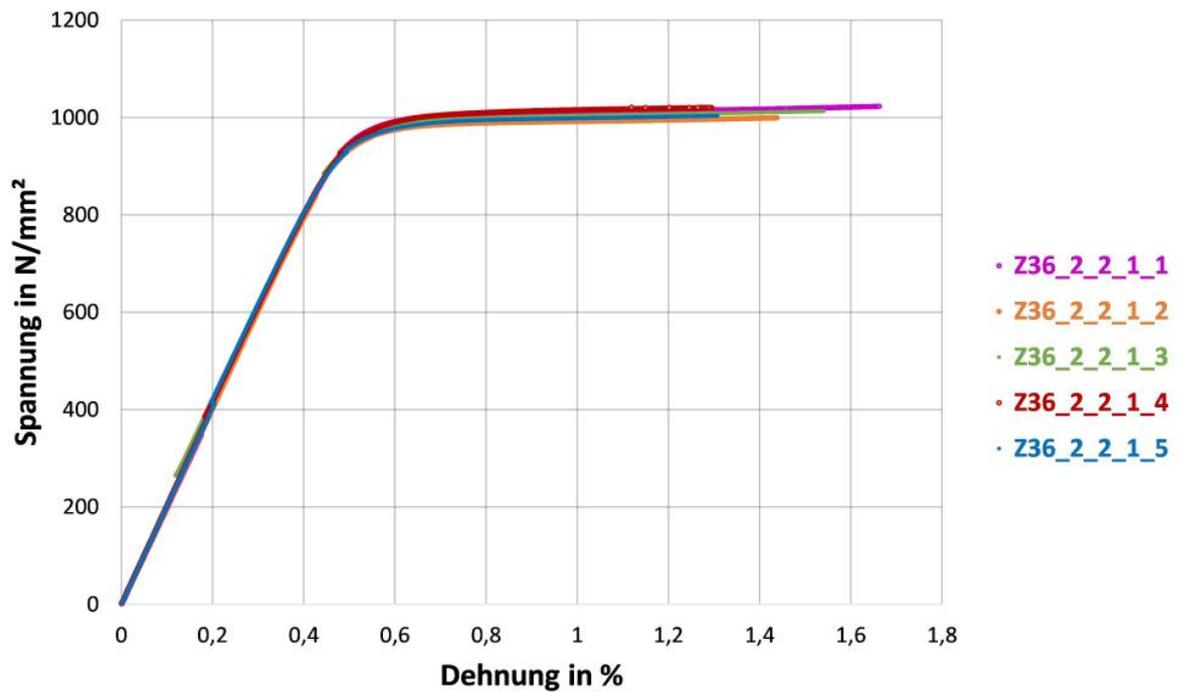


Abbildung 0-12: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche an abgedrehten Proben, 34CrNiMo6, Gewindestifte M36, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-17: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben, 34CrNiMo6, Gewindestifte M36, Festigkeitsklasse 10.9

ProbenNr.	Querschnittsfläche S_0 in mm ²	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruchdehnung A in %	Bruch-einschnürung Z in %	E-Modul E in GPa
1	572,13	1107	1004	15,0	53	200,0
2	572,13	1094	985	15,0	49	201,0
3	572,13	1101	993	14,0	46	207,0
4	569,59	1109	1004	13,5	48	206,0
5	572,56	1101	989	15,0	52	207,0
Mittelwert	---	1102 ± 6	995 ± 9	14,50 ± 0,7	50 ± 3	204,2 ± 3,4
A)	---	1040	940	9,0	48	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

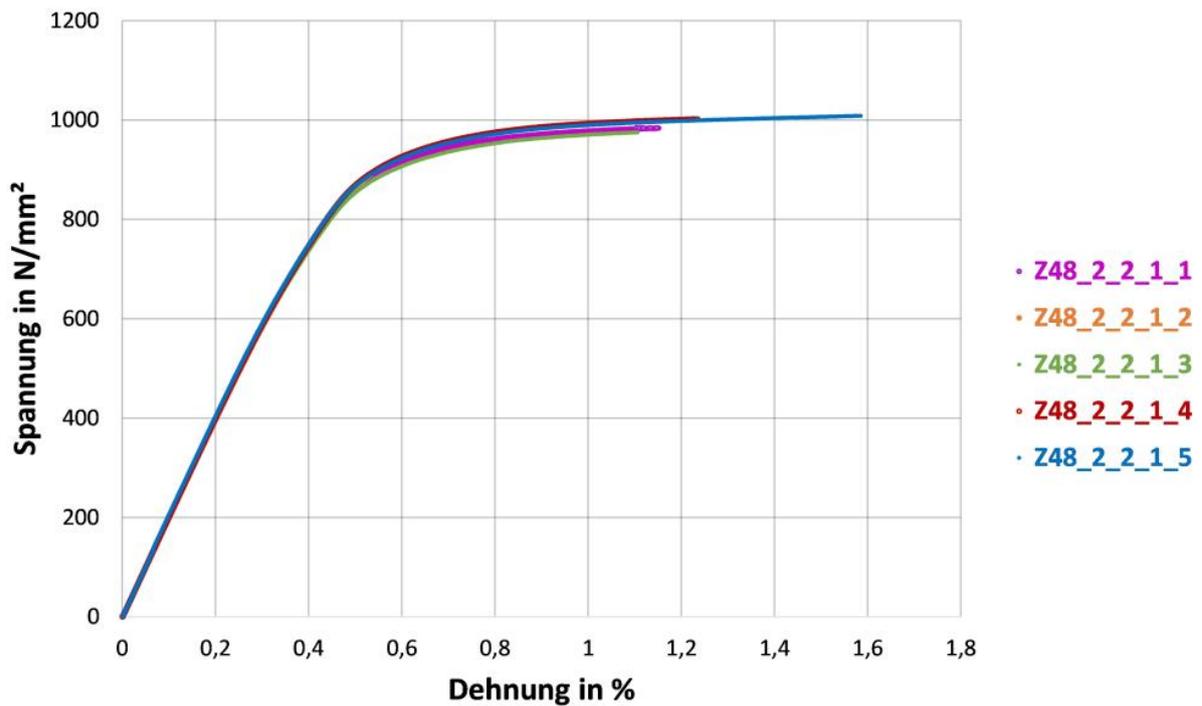


Abbildung 0-13: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche an abgedrehten Proben, 34CrNiMo6, Gewindestifte M48, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-18: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben, 34CrNiMo6, Gewindestifte M48, Festigkeitsklasse 10.9

ProbenNr.	Querschnittsfläche S_0 in mm ²	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruchdehnung A in %	Bruch-einschnürung Z in %	E-Modul E in GPa
1	1019,01	1066	956	16,0	56	200,0
2	1018,44	1079	968	17,0	55	199,0
3	1018,44	1062	945	16,5	53	199,0
4	1019,57	1080	970	17,0	55	200,0
5	1019,01	1079	965	16,0	53	201,0
Mittelwert	---	1073 ± 9	961 ± 10	16,5 ± 0,5	54 ± 1	199,8 ± 0,8
A)	---	1040	940	9,0	48	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

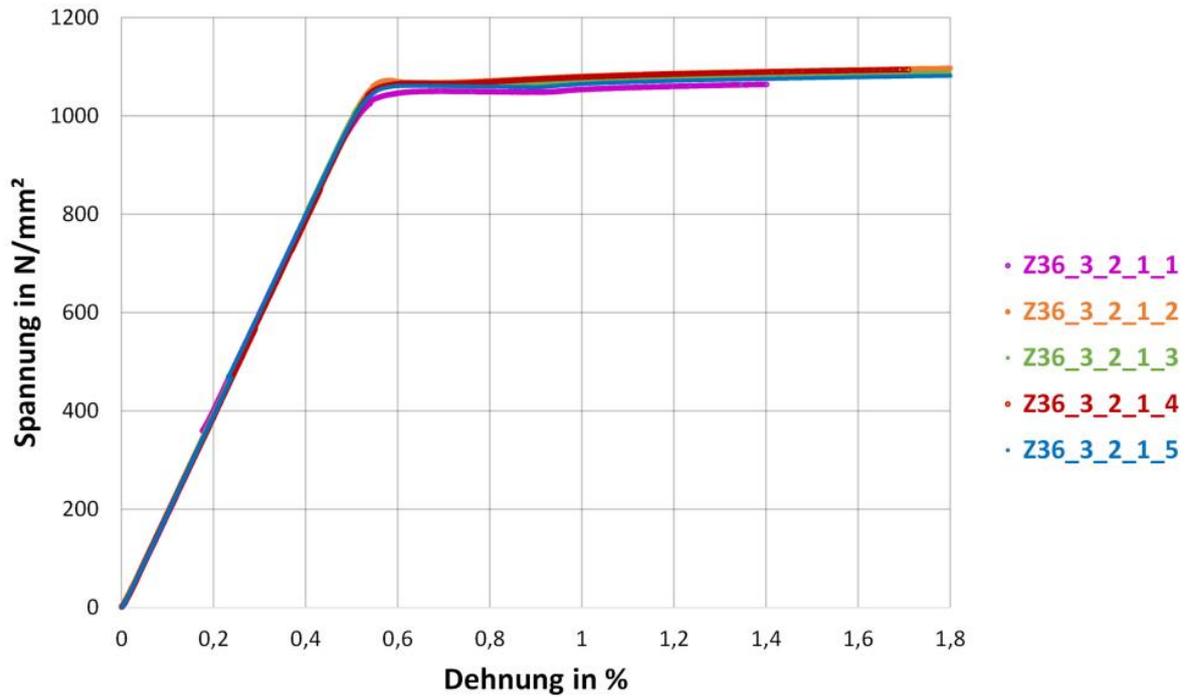


Abbildung 0-14: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche an abgedrehten Proben, 33MnCrB5-2, HV-Schrauben M36, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-19: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben, 33MnCrB5-2, HV-Schrauben M36, Festigkeitsklasse 10.9

ProbenNr.	Querschnittsfläche S_0 in mm ²	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruchdehnung A in %	Bruch-einschnürung Z in %	E-Modul E in GPa
1	572,56	1109	1051	14,5	59	204,0
2	572,13	1133	1072	14,5	58	200,0
3	572,56	1123	1063	15,0	58	201,0
4	572,98	1131	1068	14,5	58	199,0
5	569,59	1119	1062	14,5	59	204,0
Mittelwert	---	1123 ± 10	1063 ± 8	14,6 ± 0,2	58 ± 1	201,6 ± 2,3
A)	---	1040	940	9,0	48	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

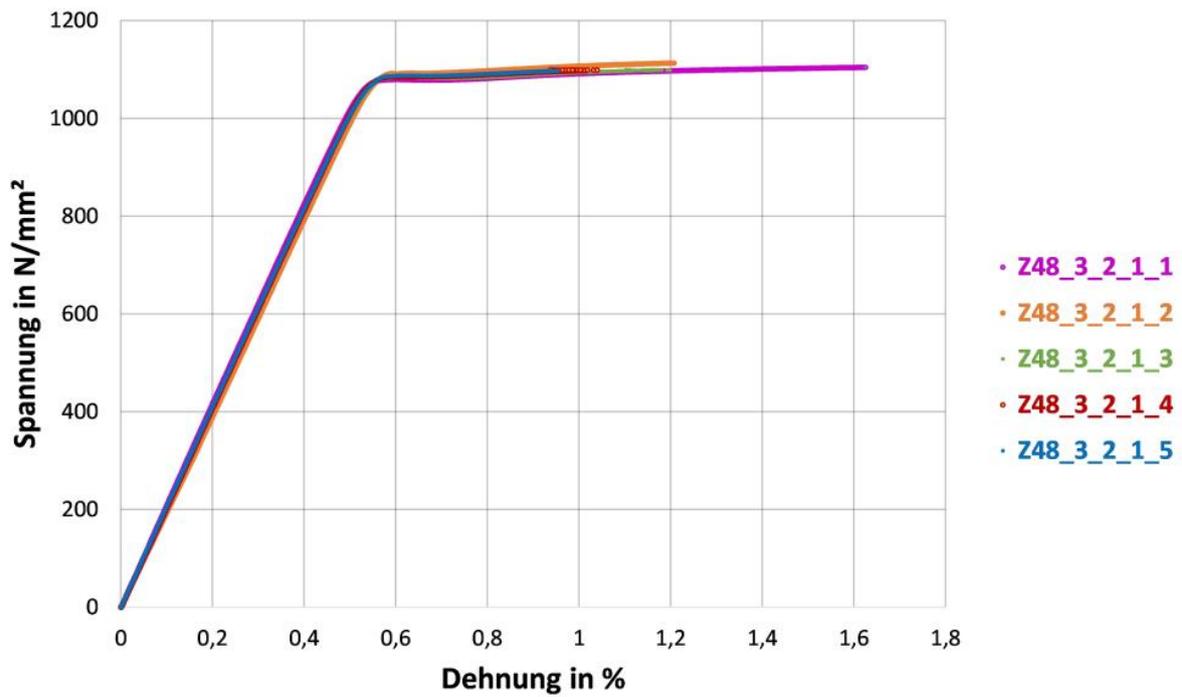


Abbildung 0-15: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche an abgedrehten Proben, 33MnCrB5-2, HV-Schrauben M48, Festigkeitsklasse 10.9

Tabelle 0-20: Ergebnisse der Zugversuche an abgedrehten Proben, 33MnCrB5-2, HV-Schrauben M48, Festigkeitsklasse 10.9

ProbenNr.	Querschnittsfläche S_0 in mm ²	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Bruchdehnung A in %	Bruch-einschnürung Z in %	E-Modul E in GPa
1	1016,75	1138	1080	13,2	52	206,8
2	1018,44	1152	1095	13,3	54	200,7
3	1017,31	1141	1083	12,9	52	203,1
4	1017,31	1142	1087	13,5	51	204,0
5	1015,05	1143	1089	12,7	50	204,1
Mittelwert	---	1143 ± 5	1087 ± 6	13,1 ± 0,3	52 ± 2	203,7 ± 2,2
A)	---	1040	940	9,0	48	---

A) Mindestanforderungen gemäß DIN EN ISO 898-1, Tabelle 3 [17]

Auf- und Entkohlungsprüfung

Tabelle 0-21: Ergebnisse der Auf- und Entkohlungsprüfung: zylindrische Werkstoffproben M16, 32CrB4

Probe	Messpunkt	Härtewert HV 0,3	HV(1) - 30 ≥ HV(2)	HV(1) + 30 ≤ HV(3)
FK 8.8 unbeschichtet	1	303	≥ 273	≤ 333
	2	312		
	3	285		
FK 10.9 unbeschichtet	1	390	≥ 360	≤ 420
	2	394		
	3	384		
FK 12.9 unbeschichtet	1	423	≥ 393	≤ 453
	2	437		
	3	403		
FK 8.8 Zink Lamelle	1	309	≥ 279	≤ 339
	2	297		
	3	279		
FK 10.9 Zink Lamelle	1	374	≥ 344	≤ 404
	2	360		
	3	355		
FK 12.9 Zink Lamelle	1	423	≥ 393	≤ 454
	2	396		
	3	396		
FK 8.8 Feuer- verzinkung (NT)	1	305	≥ 275	≤ 335
	2	294		
	3	274		
FK 10.9 Feu- erverzinkung (NT)	1	386	≥ 356	≤ 416
	2	362		
	3	347		
FK 12.9 Feu- erverzinkung (NT)	1	409	≥ 379	≤ 439
	2	405		
	3	395		
FK 8.8 Feuer- verzinkung (HT)	1	296	≥ 266	≤ 326
	2	296		
	3	278		
FK 10.9 Feu- erverzinkung (HT)	1	362	≥ 332	≤ 392
	2	355		
	3	346		
FK 12.9 Feu- erverzinkung (HT)	1	382	≥ 275	≤ 335
	2	357		
	3	353		

Tabelle 0-22: Ergebnisse der Auf- und Entkohlungsprüfung: zylindrische Werkstoffproben M36, 32CrB4

Probe	Messpunkt	Härtewert HV 0,3	HV(1) - 30 ≥ HV(2)	HV(1) + 30 ≤ HV(3)
FK 10.9 unbeschichtet	1	367	≥ 337	≤ 397
	2	377		
	3	338		
FK 10.9 Zink Lamelle	1	364	≥ 334	≤ 394
	2	357		
	3	346		
FK 10.9 Feuerverzin- kung (NT)	1	368	≥ 338	≤ 389
	2	378		
	3	345		

Tabelle 0-23: Ergebnisse der Auf- und Entkohlungsprüfung: zylindrische Werkstoffproben M36, 34CrNiMo6

Probe	Messpunkt	Härtewert HV 0,3	HV(1) - 30 ≥ HV(2)	HV(1) + 30 ≤ HV(3)
FK 10.9 unbeschichtet	1	355	≥ 325	≤ 385
	2	361		
	3	380		
FK 10.9 Feuerverzin- kung (NT)	1	382	≥ 352	≤ 412
	2	395		
	3	400		

Tabelle 0-24: Ergebnisse der Auf- und Entkohlungsprüfung: zylindrische Werkstoffproben M48, 34CrNiMo6

Probe	Messpunkt	Härtewert HV 0,3	HV(1) - 30 ≥ HV(2)	HV(1) + 30 ≤ HV(3)
FK 10.9 unbeschichtet	1	362	≥ 332	≤ 392
	2	369		
	3	386		
FK 10.9 Feuerverzin- kung (NT)	1	363	≥ 333	≤ 375
	2	402		
	3	405*		

*Probe ist nach DIN EN ISO 898-1 aufgekühlt

Tabelle 0-25: Ergebnisse der Auf- und Entkohlungsprüfung: zylindrische Werkstoffproben M36, 33MnCrB5-2

Probe	Messpunkt	Härtewert HV 0,3	HV(1) - 30 ≥ HV(2)	HV(1) + 30 ≤ HV(3)
FK 10.9 unbeschichtet	1	350	≥ 330	≤ 380
	2	355		
	3	333		

Tabelle 0-26: Ergebnisse der Auf- und Entkohlungsprüfung: zylindrische Werkstoffproben M48, 33MnCrB5-2

Probe	Messpunkt	Härtewert HV 0,3	HV(1) - 30 ≥ HV(2)	HV(1) + 30 ≤ HV(3)
FK 10.9 unbeschichtet	1	366	≥ 336	≤ 396
	2	372		
	3	357		

Literaturangaben

- [1] Fraunhofer-Institut für Zerstörungsfreie und Staatliche Materialprüfungsanstalt Darmstadt: Sichere Offshore-Verschraubungen - verlässliche Überwachung der Vorspannkraft. 2014
- [2] 2000-06. *Specification for Structural Joints Using ASTM A325 or A490 Bolts, RESEARCH COUNCIL ON STRUCTURAL CONNECTIONS (RCSC)*
- [3] 2015-07. *DIN EN 1090-2:2015 Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*
- [4] 2014-01. *DIN EN ISO 19902:2014 Petroleum and natural gas industries - Fixed steel offshore structures*
- [5] 2015. *DIN EN 1090-2. Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*
- [6] DVS: DVS Richtlinie 1820: Zerstörungsfreie Prüfung von Offshore - Windenergieanlagen. 2016
- [7] K.-H., K. u. W., T.: Schraubenverbindungen - Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung. Berlin: Springer Verlag 2007
- [8] Deutscher Schraubenverband e.V.: (Hrsg.): ICS Handbuch Industrielle Schraubmontage. 3. Auflage. Iserlohn: MÖNNIG-Verlag. 2007
- [9] Simon Herter: Steigerung der Zuverlässigkeit der Laufzeitmessung mittels Machine Learning Algorithmen zur ultraschallbasierten Vorspannkraftbestimmung, Universität des Saarlandes Masterarbeit. Saarbrücken 2020
- [10] Schneider, E., Herzer, H.-R., Braunbach, K.: Online-Bestimmung der Schraubenvorspannkraft bei stationären und handgeführten Schraubern. Windkraftanlagen, Sicherheit und Zuverlässigkeit. Vortrag 12. VDI Wissensforum IWB GmbH, Dusseldorf 2004
- [11] Hughes D. S., Kelly J. L.: Second-Order Elastic Deformation of Solids. Physical Review 1953 Volume92, Number5
- [12] E. Schneider: Untersuchung der materialspezifischen Einflüsse und verfahrenstechnische Entwicklungen der Ultraschallverfahren zur Spannungsanalyse an Bauteilen. Stuttgart: Fraunhofer IRB Verlag 2000 (Dissertation)
- [13] Deutsche Gesellschaft für zerstörungsfreie Prüfung (Hrsg.): Überprüfung der Vorspannkraft in Schrauben und Bolzen mittels Ultraschallverfahren., DGZfP-Berichtsbande 127-CD. 2011
- [14] *DIN EN 14399-4:2015-04: Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 4: System HV-Garnituren aus Sechskantschrauben und -muttern*
- [15] *DIN EN 10263-4:2018-02, Walzdraht, Stäbe und Draht aus Kaltstauch- und Kaltfließpressstählen - Teil 4: Technische Lieferbedingungen für Vergütungsstähle; Deutsche Fassung EN_10263-4:2017*
- [16] *DIN EN ISO 683-2:2018-09, Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle - Teil 2: Legierte Vergütungsstähle (ISO_683-2:2016); Deutsche Fassung EN_ISO_683-2:2018*
- [17] *DIN EN ISO 898-1:2013-05: Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen aus Kohlenstoffstahl und legiertem Stahl - Teil 1: Schrauben mit festgelegten Festigkeitsklassen - Regelgewinde und Feingewinde*
- [18] Schraubenverbindungen aus feuerverzinkten Garnituren M 39 bis M 72 entsprechend DIN EN 14399-4, DIN EN 14399-6. DAST-Richtlinie, Bd. 021. Düsseldorf: Stahlbau-Verl.-und-Service-GmbH 2013
- [19] *DIN EN ISO 6892-1:2017-02: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*
- [20] *DIN EN ISO 643:2020-06, Stahl- Mikrophotographische Bestimmung der erkennbaren Korngröße*
- [21] *DIN EN ISO 6507-1:2018-07, Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren*
- [22] Krautkrämer, Josef, Krautkrämer, Herbert: Werkstoffprüfung mit Ultraschall. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg 1986
- [23] Nadja Groß: Modell zur analytischen Korrektur geometriespezifischer Einflüsse auf die Vorspannkraftbestimmung in Schraubenverbindungen mittels Ultraschallmethoden, Universität des Saarlandes Masterarbeit. Saarbrücken 2018

- [24] VEREIN DEUTSCHERINGENIEURE: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen Zylindrische Einschraubenverbindungen. VDI 2230. 2003
- [25] Simon Herter, Sargon Youssef, Michael M. Becker u. Sarah C. L. Fischer: Machine Learning Based Preprocessing to Ensure Validity of Cross-Correlated Ultrasound Signals for Time-of-Flight Measurements. *Journal of Nondestructive Evaluation* 40 (2021) 1, S. 1–9
- [26] Marius Schaefer, Hendrik Theado, Michael M. Becker and Sarah C.L. Fischer: Optimization of the unambiguity of cross-correlated ultrasonic signals through Coded, Excitation Sequences for robust time-of-flight measurements Manuscript submitted for publication. Manuscript submitted for publication.
- [27] Hirata, S., Kurosawa, M. K. u. Katagiri, T.: Accuracy and resolution of ultrasonic distance measurement with high-time-resolution cross-correlation function obtained by single-bit signal processing. *Acoustical Science and Technology* 30 (2009) 6, S. 429–438
- [28] SCHOLEFIELD, P.: Shift registers generating maximum length sequences. *Electronic Technology* (1960), S. 389–394
- [29] Luenberger, D. G.: On Barker codes of even length. *Proceedings of the IEEE* 51 (1963) 1, S. 230–231
- [30] Herzel, F., Ergintav, A. u. Fischer, G.: A novel approach to fractional-N PLLs generating ultrafast low-noise chirps for FMCW radar. *Integration* 76 (2021), S. 139–147
- [31] Mutagi, R. N.: Pseudo noise sequences for engineers. *Electronics & Communication Engineering Journal* 8 (1996) 2, S. 79–87
- [32] Frank Niese: EMUS-Wanddickensensor für die Pipeline-Inspektion mit integrierter Wirbelstrom- und Streuflussprüfung, Universität des Saarlandes Dissertation. Saarbrücken 2010
- [33] *DIN EN 1090-2:2018-09, Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*
- [34] *DIN EN 1993-1-8/NA:2020-11, Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen*
- [35] *DIN EN ISO 9227:2017-07, Korrosionsprüfungen in künstlichen Atmosphären - Salzsprühnebelprüfungen*