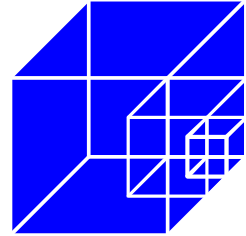


**Universität Hannover - Institut für Stahlbau**  
**Univ.-Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann**  
Appelstraße 9a ♦ 30167 Hannover  
☎ (0511) 762-3781 FAX (0511) 762-2991  
schaumann@stahl.uni-hannover.de



### **3. Symposium**

**Offshore-Windenergie**  
**Bau- und umwelttechnische Aspekte**

**Dienstag, 16. März 2004 in Hannover**

## **– Lebensdaueranalysen von Offshore-Tragstrukturen für Entwurfs- und Ausführungsplanung –**

**Univ.-Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann\***  
**Dipl.-Ing. Claudia Illig\*\***  
**Dipl.-Ing. Patric Kleineidam\***  
**Dipl.-Ing. Steffen Reiche\*\***

\* Institut für Stahlbau, Universität Hannover

\*\* DEWI-OCC, Cuxhaven



## Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung .....	1
2	Beanspruchungen von Offshore-WEA.....	1
3	Berechnungskonzepte für Offshore-WEA unter Wellenlasten .....	2
3.1	Deterministisches Konzept.....	2
3.2	Berechnungen im Zeitbereich .....	4
3.3	Berechnungen im Frequenzbereich.....	4
3.3.1	Ermittlung der Transferfunktion .....	4
3.3.2	Schädigungsbewertung im Frequenzbereich.....	6
3.4	Vergleichende Untersuchungen .....	6
3.4.1	Angenommene Randbedingungen .....	7
3.4.2	Deterministisches Konzept gegenüber Zeitbereich.....	9
3.4.3	Deterministisches Konzept gegenüber Frequenzbereich .....	10
3.5	Bewertung der Berechnungskonzepte.....	11
4	Strukturspannungskonzept für Rohrknotten mit allgemeinen Beanspruchungszuständen ....	11
4.1	Lebensdaueranalyse mit dem Strukturspannungskonzept .....	11
4.2	Spannungskonzentrationsfaktoren in ebenen Y-Knoten .....	13
4.2.1	Validierung des FE-Modells .....	15
4.2.2	Parametrische Formeln nach Efthymiou und Lloyd's Register .....	17
4.2.2.1	SCF-Formeln nach Efthymiou für axiale Beanspruchungen .....	18
4.2.2.2	SCF-Formeln nach Lloyd's Register für axiale Beanspruchungen.....	19
4.2.3	Bewertung und Vergleich der ermittelten Spannungskonzentrationsfaktoren.....	20
4.3	Spannungskonzentrationsfaktoren bei räumlichen Beanspruchungszuständen.....	21
4.3.1	Allgemeines Bewertungskonzept nach Efthymiou .....	22
4.3.2	Einfluss wechselnder Beanspruchungssituationen auf die Spannungsverläufe ....	23
4.3.3	Berechnung von Strukturspannungen für einen Tripodknotten mit <i>Han-Off</i> .....	24
4.4	Ergebnisse zur Anwendung des Strukturspannungskonzepts für Offshore-WEA.....	26
5	Zusammenfassung.....	27
6	Literatur.....	27
	Anhang: Parameterstudie Spannungskonzentrationsfaktoren.....	29



## 1 Einleitung

Lebensdaueranalysen sind ein bedeutender Bestandteil der Bemessung von Offshore-Tragstrukturen. Dies trifft in besonderem Maße für Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen zu, die zusätzlich zu den Ermüdungsbeanspruchungen aus dem Seegang den Ermüdungsbeanspruchungen aus dem Betrieb der Anlagen ausgesetzt sind. Das Zusammenwirken dieser beiden Einflussgrößen ist in geeigneter Weise zu berücksichtigen. Für Monopile-Strukturen liegen bereits kommerzielle Programme vor, die eine kombinierte Beanspruchungssituation aus Wind- und Wellenanregung simulieren können. Die Analyse aufgelöster Strukturen wie etwa Tripod-Gründungen ist momentan mit den Programmen noch nicht möglich, so dass die Strukturberechnungen infolge Wind- und Wellenbeanspruchungen getrennt durchgeführt werden müssen, bevor die Ergebnisse in geeigneter Weise überlagert werden können. Vor diesem Hintergrund ist die Frage zu stellen, wie die unterschiedlichen Methoden einzuschätzen sind, die für Offshore-Berechnungen eingesetzt werden können. Die Eignung kann dabei von den Genauigkeitsansprüchen an die Ergebnisse beeinflusst werden, die sich im Rahmen von Entwurfs- und Ausführungsplanungen unterscheiden können.

Neben den Berechnungskonzepten, die sich im Rahmen des Nachweisverfahrens auf die Beanspruchungsseite beziehen, ist die Widerstandsseite entscheidend. Für aufgelöste Strukturen, die über geschweißte Rohrknoten verfügen, wird das Spannungsbeanspruchungskonzept verwendet. Die Ermittlung der zugehörigen Spannungskonzentrationsfaktoren kann dabei numerisch oder über die Verwendung parametrisierter Formelsätze erfolgen. Insbesondere sind dabei die räumlichen Beanspruchungszustände zu berücksichtigen.

## 2 Beanspruchungen von Offshore-WEA

Generell ist für Offshore-WEA im Hinblick auf die Ermüdung zwischen Beanspruchungen aus dem Betrieb der Anlage unter Wind sowie den Beanspruchungen aus dem Seegang zu unterscheiden. Die Ermittlung von Strukturbeanspruchungen von Windenergieanlagen aus dem Betrieb der Anlage erfolgt für die Windenergieanlagen der Megawattklasse durch Simulationsrechnungen im Zeitbereich. In diesen Berechnungen werden repräsentative Umweltverhältnisse berücksichtigt, die in den entsprechenden Vorschriften geregelt sind und z.B. Böeneigenschaften des Windes, Richtungsänderungen, Start- und Stoppvorgänge der Anlage usw. beinhalten.

In den verbreiteten Programmen Flex5 und Bladed können zwar bereits Wellenbeanspruchungen berücksichtigt werden, siehe [4] und [13], es ist aber Stand der Technik, dass bei diesen Berechnungen die Tragstruktur der Windenergieanlage auf einen Kragbalken mit elastischer Lagerung zurückgeführt wird. Dies basiert auf der Entwicklung der Windenergietechnik mit ihren typischen Turmstrukturen für Onshore-Anlagen. Die Möglichkeit, aufgelöste Strukturen, wie etwa eine Offshore-WEA mit Tripod-Gründung, in die Simulationsrechnung einzubeziehen, liegt momentan in den angesprochenen Programmen noch nicht vor, so dass getrennte Berechnungen für Belastungen aus Wind und Wellen durchgeführt werden müssen. Zur Kombination der Ermüdungsbeanspruchungen kann beispielsweise auf die Entwicklungen der TU Delft zurückgegriffen werden, siehe z.B. Kühn [16] u. Tempel [29].

Im Rahmen der Bearbeitung des Forschungsprojektes „Bau- und umwelttechnische Aspekte von Windenergieanlagen“ wurden am Institut für Stahlbau verschiedene Aspekte der Berechnung von Konstruktionen für Offshore-WEA unter Seegangsbeanspruchungen untersucht. Hintergrund ist die Absicherung des für die Windenergie neuen Bereiches der Seegangsbelastungen in den



Nachweisverfahren. Grundlage für die Berechnung von Offshore-Strukturen unter Seegangsbeanspruchungen ist die Beschreibung der ortsabhängigen Umgebungsbedingungen. Im Allgemeinen sind Wasserstände, Wellen, Strömungen, Eis, Bodenverhältnisse usw. zu berücksichtigen. Als maßgebende Einflussgröße für die Ermüdungsbeanspruchungen werden hier ausschließlich die Wellen näher betrachtet.

### 3 Berechnungskonzepte für Offshore-WEA unter Wellenlasten

Für die Ermittlung der rechnerischen Lebensdauer von Offshore-Strukturen existieren verschiedene Konzepte, die in deterministische und stochastische Verfahren unterschieden werden können. Den Ansätzen gemeinsam ist die Ermittlung der Strukturbeanspruchung aus der Kinematik der Wasserpartikel, die auf Wellentheorien unterschiedlicher Ordnung basieren kann.

Um die deterministischen und stochastischen Verfahren bewerten zu können, wurden Vergleichsrechnungen durchgeführt, die in den folgenden Abschnitten in den wesentlichen Grundzügen charakterisiert werden. Die Umsetzung der Methoden erfolgte mit Hilfe des Software Tools *Han-Off*, das parallel zur Bearbeitung des Forschungsprojektes am Institut für Stahlbau der Universität Hannover entstanden ist. Eine große Anzahl von Berechnungen wurde unter der Annahme von Nord- bzw. Ostsee-Umgebungsbedingungen durchgeführt, um die Methoden anhand der ermittelten Ergebnisse vergleichen zu können.

#### 3.1 Deterministisches Konzept

Das deterministische Verfahren, das für die hier vorgestellten Vergleichsrechnungen verwendet wurde, entspricht dem, das von Schaumann und Kleineidam ausführlich in [27] beschrieben worden ist. Nach dem dort beschriebenen Vorgehen wurden aus den Wellenverteilungsdiagrammen 3 und 4 nach Abbildung 6 die Wellenhöhenüberschreitungsdiagramme abgeleitet, die in Abbildung 1 für den Bezugszeitraum von einem Jahr dargestellt sind. Die beiden Kurven weisen einen unterschiedlichen Verlauf auf. Die Kurve für den Standort Borkum führt zu einem höheren Wert für die Einjahreswelle, während für den Ostsee-Standort insgesamt mehr Wellen zu erwarten sind. Dies korrespondiert mit den dort kleineren Wellenperioden.

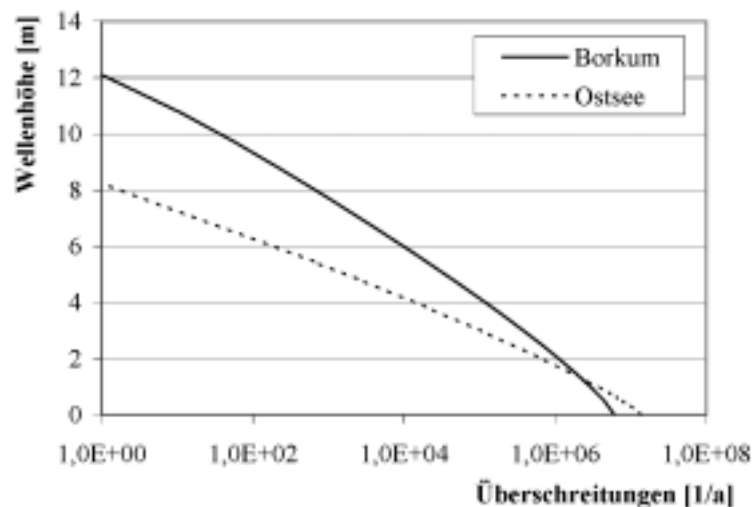


Abbildung 1: Wellenhöhenüberschreitungsdiagramme für betrachtete Scatter-Diagramme 3 und 4 nach Abbildung 6



Die Spannungsschwingbreite, die zu einer bestimmten Wellenhöhe gehört, wird aufbauend auf den Informationen aus dem Wellenhöhendiagramm berechnet. Wie beschrieben, werden die Wellenlasten mit Hilfe regelmäßiger Wellen ermittelt. Da die regelmäßigen Wellen durch ihre Wellenhöhe und Periode beschrieben werden, muss jeder untersuchten Wellenhöhe eine Wellenperiode zugeordnet werden. Die Wellenperiode wiederum hat einen maßgeblichen Einfluss auf die dynamische Strukturantwort, so dass der Wahl der Wellenperiode in diesem Zusammenhang eine besondere Bedeutung zukommt. Der Zusammenhang wurde z.B. in [27] und [25] näher untersucht. Es hat sich heraus gestellt, dass sich die Wahl der Wellenhöhen–Periodenzuordnung deutlich auf die Ergebnisse auswirken kann. Dies trifft vor allem dann zu, wenn Wellenperioden auftreten, die im Resonanzbereich der Struktur liegen. Es sollten daher möglichst standortbezogene Messungen oder Beobachtungen für die Festlegung der Zuordnung herangezogen werden. Für eine Tripod-Struktur (System 5 nach Tabelle 1) sind in Abbildung 2 die Spannungsschwingbreiten am oberen Rohrknoten in Abhängigkeit der Wellenhöhe aufgetragen, die sich für die oben genannten Seegebiete ergeben.

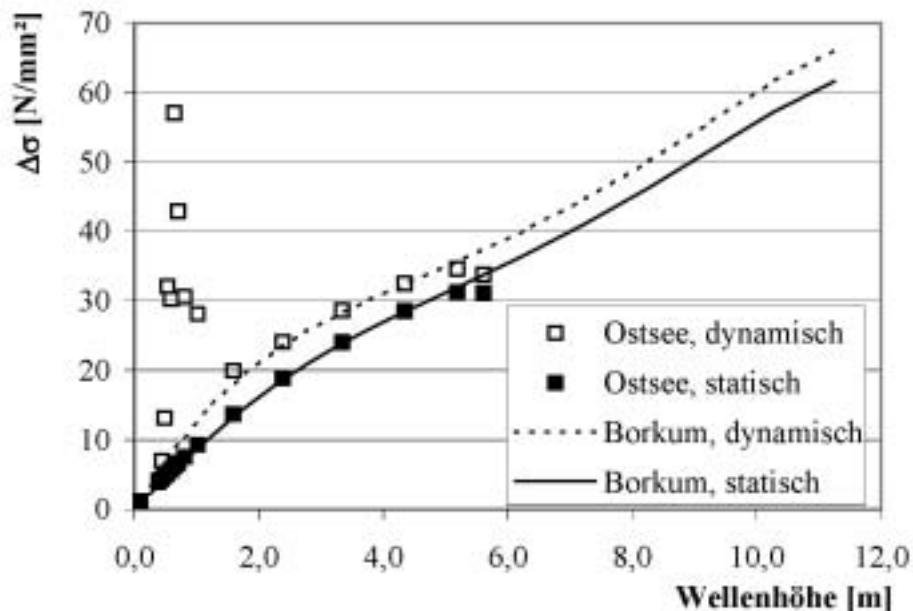


Abbildung 2: Spannungs-Wellenhöhendiagramm  
für Referenzmodell Tripod für Standort Borkum bzw. Ostsee

Das dynamische Verhalten der Struktur wurde in den durchgeführten Berechnungen nach dem deterministischen Konzept über dynamische Erhöhungsfaktoren berechnet, die auf der Annahme eines Einmassenschwingers beruhen. Es lässt sich feststellen, dass in der statischen Berechnung der Einfluss der verwendeten Wellenperiode das Ergebnis nur geringfügig beeinflusst. Bei den dynamischen Berechnungen ist deutlich zu erkennen, dass für den Ostsee-Fall für Wellenhöhen zwischen 0,5 m und 0,8 m die Wellenperioden im Resonanzbereich der Struktur liegen. In den Berechnungen ist bereits der günstige Einfluss der aerodynamischen Dämpfung im Betriebsbereich der Anlagen berücksichtigt.

Die Ermittlung der rechnerischen Lebensdauer erfolgt durch eine Verknüpfung zwischen dem Wellenhöhenüberschreitungsdiagramm, aus dem die Häufigkeiten einzelner Wellenklassen entnommen werden können und dem Spannungs-Wellenhöhendiagramm, das die zu der Wellenhöhe der betrachteten Klasse zugehörige Spannungsschwingbreite ergibt. Unter Verwendung einer geeigneten Wöhlerlinie kann die Schädigungssumme für jeden Zeitraum abgeleitet werden.



### 3.2 Berechnungen im Zeitbereich

Die statistischen Eigenschaften der Wasserspiegelauslenkung von stationären Seegangszuständen werden über so genannte Wellenspektren beschrieben. Für Nordsee-Bedingungen wurde beispielsweise das JONSWAP-Spektrum entwickelt. Es kann gezeigt werden, dass durch eine Überlagerung regelmäßiger Wellen Wasserspiegelauslenkungen simuliert werden können, die diese statistischen Eigenschaften widerspiegeln, siehe z.B. [12].

Aus der Kinematik der Wasserpartikel, die sich aus den überlagerten Teilwellen nach Wheeler ergibt, siehe [30], wird mit der Morison-Gleichung die Strukturbelastung in jedem betrachteten Zeitschritt berechnet. Um die dynamischen Einflüsse auf die Strukturantwort angemessen zu berücksichtigen, wurde eine transiente Analyse im Zeitbereich unter Einbeziehung von Massen- und Dämpfungskräften durchgeführt. Die Schädigungsbewertung erfolgte im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen nach Palmgren/Miner. Um diese Bewertung durchzuführen, werden Paarungen von Spannungsschwingbreiten und auftretender Anzahl benötigt. Diese Informationen werden aus den Zeitreihen der Spannungen an den betrachteten Details mit Hilfe des Rainflow-Zählverfahrens berechnet, siehe Clormann [5].

Die Ergebnisse der transienten Berechnungen im Zeitbereich werden durch viele Parameter beeinflusst. Wichtig ist unter anderem, angemessene Zeitschrittweiten bei der Berechnung der Wellenbeanspruchungen sowie der Strukturantwort zu verwenden. Aufgrund der Zufälligkeit der simulierten Wellenbeanspruchungen muss eine geeignete Simulationsdauer verwendet werden, damit sichergestellt ist, dass das dynamische Verhalten der Struktur im betrachteten Seegangszustand realistisch wiedergegeben wird. Kurze Simulationszeiten führen zwar im Mittel auch zu einer zutreffenden Schädigungsbewertung, doch können die Abweichungen einzelner Berechnungen hohe Werte annehmen, wie Untersuchungen von Schaumann und Kleineidam in [26] zeigen.

### 3.3 Berechnungen im Frequenzbereich

Wie bereits beschrieben, ist ein Seegang durch stochastische Eigenschaften charakterisiert. Ist eine Struktur einer solchen Seegangsbeanspruchung ausgesetzt, so ist die Antwort ebenfalls ein stochastischer Prozess. Ebenso wie der Eingangsprozess des Seegangs durch Wellenspektren der Wasserspiegelauslenkung  $S_{\zeta\zeta}(f)$  dargestellt wird, kann auch die Strukturantwort, beispielsweise charakterisiert als Spannung, in Form eines Spannungsspektrums  $S_{\sigma\sigma}(f)$  dargestellt werden. Um diese Methode für Berechnungen anwenden zu können, muss der Zusammenhang zwischen dem Eingangssignal und dem Ausgangssignal hergestellt werden. Ferner müssen Verfahren zur Verfügung stehen, um für eine spektrale Größe die zugehörigen Schädigungswerte zu bestimmen. Diese beiden Punkte werden im Folgenden näher erläutert.

#### 3.3.1 Ermittlung der Transferfunktion

Der Zusammenhang zwischen dem Eingangsprozess und dem Ausgangsprozess wird durch die Eigenschaften der Struktur beeinflusst, das sind Durchmesser, Oberfläche, Dämpfung, Eigenfrequenzen etc.. Formal kann er ebenfalls im Frequenzbereich dargestellt werden. Dabei ist  $H$  die so genannte Transferfunktion, die die Verknüpfung der beiden Prozesse darstellt.

$$S_{\sigma\sigma}(f) = H^2(f) \cdot S_{\zeta\zeta}(f) \quad \text{Gleichung 1}$$

Ansätze zur Ermittlung der Transferfunktion auf analytischem Wege sind z.B. in [12] enthalten. Dabei sind auf der einen Seite bestimmte Linearisierungen bei der Beschreibung der Beanspruchung



chungen aus den Wellen erforderlich, auf der anderen Seite müssen bei aufgelösten Strukturen die Phasenverschiebungen, die sich aus der räumlichen Lage der Strukturelemente ergeben, im Ansatz berücksichtigt werden. Eine weitere Möglichkeit der Bestimmung der Transferfunktion ist durch numerische Simulationen gegeben. Wird eine Zeitreihe einer Seegangsbeanspruchung aus einem Wellenspektrum erzeugt und im Rahmen einer transienten Berechnung, die sämtliche Struktureigenschaften berücksichtigt, eine Zeitreihe der Strukturantworten erzeugt, so kann diese mit Hilfe einer FFT in den Frequenzbereich übertragen werden, vergleiche z.B. [20]. Über die Gleichung 1 kann die Transferfunktion aus dem Vergleich des Spektrums des Eingangsprozesses mit dem des Ausgangsprozesses abgeleitet werden. Ist sie bekannt, kann sie mit unterschiedlichen Seegangsspektren kombiniert werden, um die Strukturantwort im Frequenzbereich zu erhalten.

Bei diesem Vorgehen ist zu klären, in wie weit die ermittelten Transferfunktionen durch die speziellen Eigenschaften des verwendeten Seegangsmodells mit Wheeler-Stretching und den daraus resultierenden Abweichungen von der allgemeinen linearen Wellentheorie beeinflusst werden. Aus diesem Grund wurde eine Parameterstudie zu den Einflüssen auf die Transferfunktion durchgeführt. Durchgeführt wurden Berechnungen mit JONSWAP-Seegangsspektren sowie Wellenspektren mit abschnittsweise konstantem Verlauf bei unterschiedlichen Niveaus; man könnte von einem abgeschnittenen „weißen Wellenrauschen“ im Sinne der mathematischen Grundlagen sprechen. Zusätzlich wurde der Einfluss der Dämpfung untersucht. Beispielhaft sind die verwendeten Spektren sowie die daraus ermittelten Transferfunktionen in Abbildung 3 dargestellt. Für die Vergleichsrechnungen wurde eine Monopile-Struktur (System 4 nach Tabelle 1) verwendet. Die Transferfunktion bezieht sich auf die Nennspannungen am Meeresboden. Der Seegang wurde jeweils für eine Dauer von 750 s mit einer Zeitschrittweite von 0,25 s simuliert. Die Strukturantwort wurde mit einer Zeitschrittweite von 0,125 s ermittelt. Die Zeitdauer ist an den Empfehlungen von Kan ausgerichtet, siehe [15].

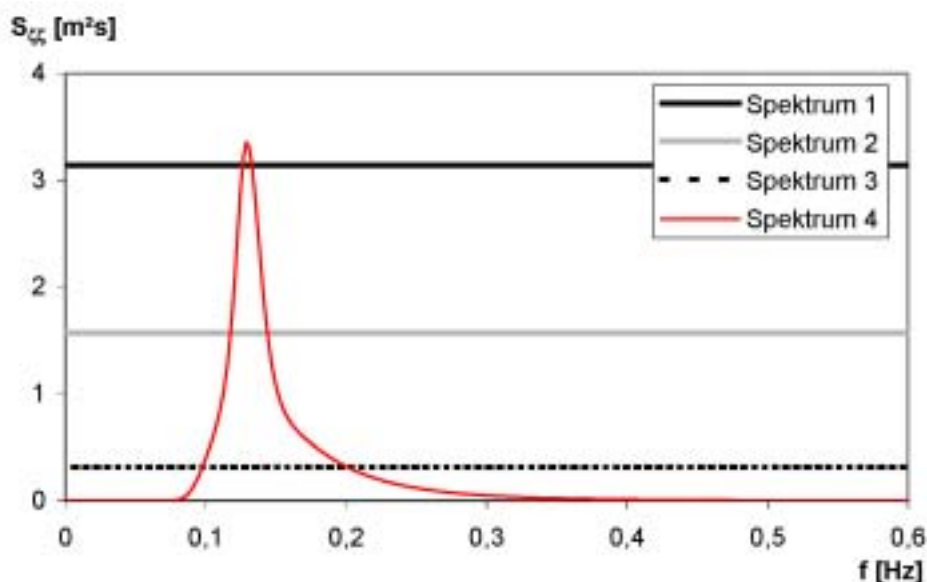


Abbildung 3: Wellenspektren für vergleichende Ermittlung von Transferfunktionen

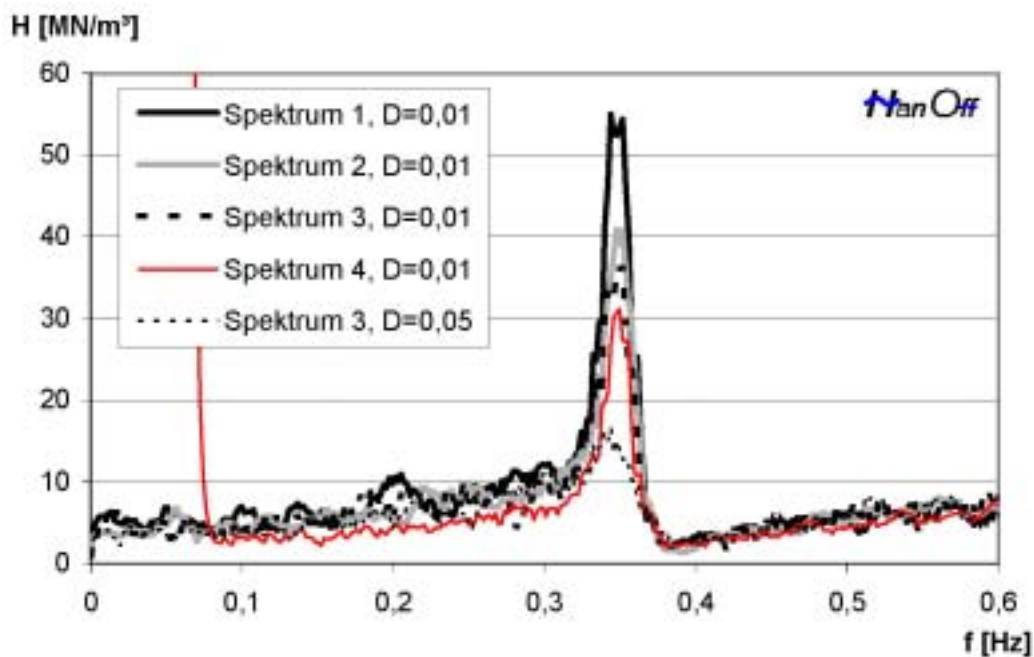


Abbildung 4: Numerisch ermittelte Transferfunktionen für Monopile 4 nach Tabelle 1 und Spektren nach Abbildung 3

Es kann festgestellt werden, dass insgesamt eine gute Übereinstimmung zwischen den einzelnen Transferfunktionen außerhalb des Resonanzbereiches besteht. Bei der Ermittlung der Transferfunktion aus dem realen Seegangsspektrum treten numerische Unstetigkeiten in den Bereichen auf, in denen die Werte des Seegangsspektrums sehr klein sind. Weiterhin ergeben sich im Resonanzbereich Unterschiede in der Höhe des Verlaufes der Transferfunktion, die zum einen auf die unterschiedliche Dämpfung und zum anderen wahrscheinlich auf die Unterschiede der Realisierungen zurückzuführen sind, die auf den zufällig gewählten Phasenwinkeln der Teilwellen beruhen. Dennoch können die ermittelten Transferfunktionen für eine vergleichende Bewertung der Schädigungen unter realen Seegangbedingungen herangezogen werden.

### 3.3.2 Schädigungsbewertung im Frequenzbereich

Für die Schädigungsbewertung im Frequenzbereich existieren verschiedene Konzepte, die letztlich auf der Ermittlung der Auftretenswahrscheinlichkeiten von Spannungsschwingbreiten aus dem Spannungsspektrum beruhen. Eine gute Übersicht über die Verfahren von Bishop ist in [3] enthalten. Eine Gegenüberstellung der Verfahren vor dem Hintergrund der in den Vorschriften geregelten Wöhlerlinien wurde von Schaumann und Kleineidam in [26] durchgeführt. Das Verfahren nach Dirlik wird als zuverlässig betrachtet, siehe z.B. Bishop [3] und Kühn [16], und wird daher auch hier verwendet.

### 3.4 Vergleichende Untersuchungen

Um eine Bewertung der Verfahren vornehmen zu können, wurden verschiedene vergleichende Berechnungen durchgeführt, deren Ergebnisse hier vorgestellt werden. Zunächst werden die verwendeten Randbedingungen und Strukturmodelle beschrieben, die den Untersuchungen zu Grunde liegen.





### 3.4.1 Angenommene Randbedingungen

Die grundlegenden angenommenen Umgebungsbedingungen entsprechen denen, die im Rahmen der Projektbearbeitung bisher verwendet worden sind. Sie orientieren sich an den ersten geplanten Offshore-Windparks in der deutschen AWZ und wurden z.B. in Schaumann und Kleineidam [27] näher beschrieben. Die wesentlichen Kenngrößen werden hier kurz zusammengestellt.

Für die Gründungen werden Monopile- und Tripod-Strukturen berücksichtigt. Die wesentlichen Zusammenhänge lassen sich zwar auch ausschließlich an Monopile-Strukturen untersuchen, doch erfordern Tripod-Strukturen weitergehende Überlegungen, die zur Ermittlung der Zeitreihen der Spannungen an den maßgebenden Rohrknoten dienen. Auf diese Problemstellung wird detailliert im Abschnitt 4 eingegangen.

Die in Tabelle 1 zusammengestellten Parameter beschreiben die strukturellen und dynamischen Eigenschaften der in die Untersuchung einbezogenen Systeme. Unterschiedliche Größen der Windenergieanlagen wurden durch eine Variation der Turmkopfmasse zwischen 90 und 450 t berücksichtigt. Diese führen zu unterschiedlichen Durchmessern (angegeben in Ruhigwasserlinie SWL) und Eigenfrequenzen der Strukturen. Die zugehörigen Strukturmodelle, die in den Berechnungen berücksichtigt worden sind, sind in Abbildung 5 dargestellt. Weitere Parameter für den Tripod, die den oberen Knotenpunkt näher beschreiben, sind in Abschnitt 4 zusammengestellt. In den Betrachtungen wurden unterschiedliche Seegangsdaten berücksichtigt, die in Abbildung 6 zusammengestellt sind. Dabei ist die unterschiedliche Skalierung der Diagramme zu berücksichtigen.

System	Strukturtyp	Wassertiefe [m]	Nabenhöhe [m]	Kopfmasse [t]	Durchmesser SWL [m]	1. EF [Hz]
1	Monopile	30	70	90	4	0,372
2	Monopile	30	70	90	4,5	0,425
3	Monopile	30	80	320	5,5	0,306
4	Monopile	20	80	120	4,5	0,355
5	Tripod	30	90	450	6,5	0,357

Tabelle 1: Systemparameter

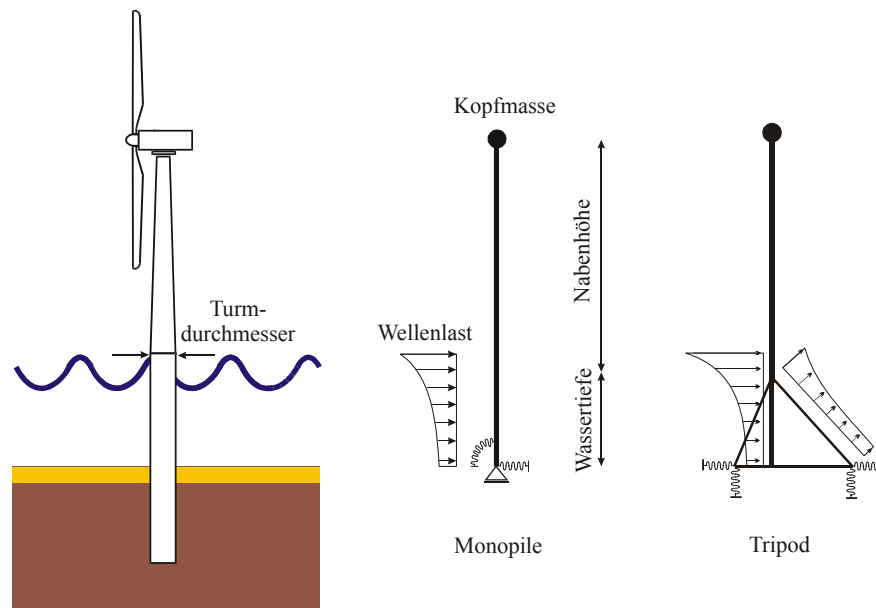


Abbildung 5: Numerische Modelle für Berechnungen (links: Monopile; rechts: Tripod)

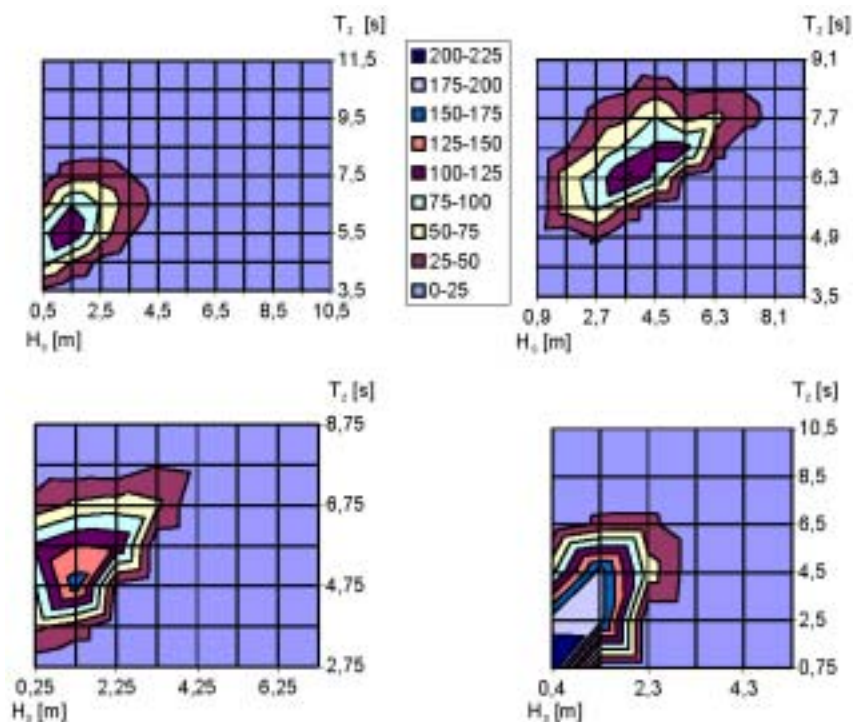


Abbildung 6: Verwendete Wellenverteilungsdiagramme, Häufigkeiten in Promille, bezogen auf die Klassenbreiten der Wellenhöhen bzw. Wellenperiode, Bezeichnung:  
 Scatter 1 (Nordsee), nach [14]                      Scatter 2 (Nordsee), nach [18]  
 Scatter 3 (Borkum)<sup>1</sup>                                      Scatter 4 (Ostsee)<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Die Daten basieren auf Simulationsrechnungen, die am Institut für Strömungsmechanik durchgeführt worden sind; sie wurden dem Institut für Stahlbau dankenswerterweise zur Verfügung gestellt.

<sup>2</sup> Die Daten wurden dem Institut für Stahlbau im Rahmen eines Entwicklungsprojektes dankenswerterweise von der Firma OTP GmbH MV zur Verfügung gestellt, Quelle: DWD-Gutachten.



### 3.4.2 Deterministisches Konzept gegenüber Zeitbereich

Wie Schaumann und Kleineidam in [25] beschrieben haben, hängt die Vergleichbarkeit der Ergebnisse wesentlich von den Eigenschaften der Struktur im Hinblick auf die dynamische Anregung ab. Die Ergebnisse der Berechnungen sind in Abbildung 7 vergleichend gegenübergestellt. Angegeben ist die Schädigung am Meeresboden für eine Stumpfnah. Bei den Berechnungen wurde von der Detailkategorie 125 nach GL Offshore, siehe [11], ausgegangen. Es wird angenommen, dass die transienten Berechnungen im Zeitbereich das Verhalten der Struktur prinzipiell besser beschreiben als das deterministische Konzept. Die Berechnungen nach der deterministischen Methode sind für beide Scatter-Diagramme mit drei unterschiedlichen Zuordnungen von Wellenhöhe zu Periode durchgeführt worden, die von Schaumann und Kleineidam in [27] beschrieben wurden. Es kann festgestellt werden, dass in den untersuchten Parametersätzen die die Berechnungen im Zeitbereich und nach der deterministischen Methode für das Scatter-Diagramm 2 eine gute Übereinstimmung aufweisen. Für das Scatter-Diagramm 1 ist eine übereinstimmende Tendenz festzustellen, auch wenn gewisse Unterschiede in Abhängigkeit der gewählten Zuordnung von Wellenhöhe zu Periode auftreten.

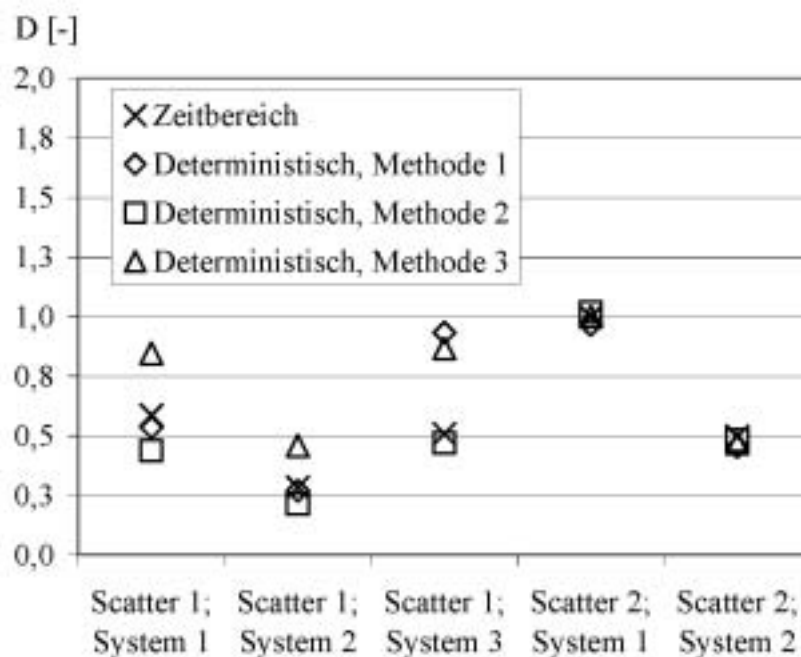


Abbildung 7: Schädigungswerte für Stumpfnah  
 für verschiedene Scatter-Diagramme, Systeme und Vorgehensweisen

Die besten Übereinstimmungen im Vergleich zu den Berechnungen im Zeitbereich sind insgesamt bei der Zuordnungsmethode 2 festzustellen. Dass die Unterschiede zwischen den deterministischen Berechnungen und den Berechnungen im Zeitbereich für das erste Scatter-Diagramm stärker streuen, ist darauf zurückzuführen, dass die Häufigkeit von Seegangszuständen in der Nähe der ersten Eigenfrequenz der Strukturen dort größer ist. Dies unterstreicht, dass das deterministische Vorgehen bei Wellenperioden in der Nähe der Eigenperioden der Struktur mit Vorsicht einzusetzen ist. Dennoch kann es gut verwendet werden, um für Entwurfsberechnungen mit deutlich kürzeren Rechenzeiten die Empfindlichkeit der Struktur auf die Ermüdungsanregungen aus Wellen abzuschätzen.



### 3.4.3 Deterministisches Konzept gegenüber Frequenzbereich

Wie bereits beschrieben, treten bei Verwendung des deterministischen Konzeptes Unsicherheiten in der Schädigungsbewertung auf, wenn mit einer signifikanten Anregung im Resonanzbereich der Struktur gerechnet werden muss. Hier wird für das System 4 nach Tabelle 1 und die Scatter-Diagramme 3 und 4 nach Abbildung 6 die Schädigungsbewertung im Frequenzbereich mit den numerisch ermittelten Transferfunktionen aus Abbildung 4 dem deterministischen Nachweis gegenübergestellt. Ein Vergleich der Scatter-Diagramme zeigt, dass für das Diagramm 3 (Nordsee) im Resonanzbereich der Struktur, die Eigenfrequenz liegt bei 0,355 Hz, nur geringe und für Diagramm 4 (Ostsee) sehr große Seegangshäufigkeiten zu erwarten sind.

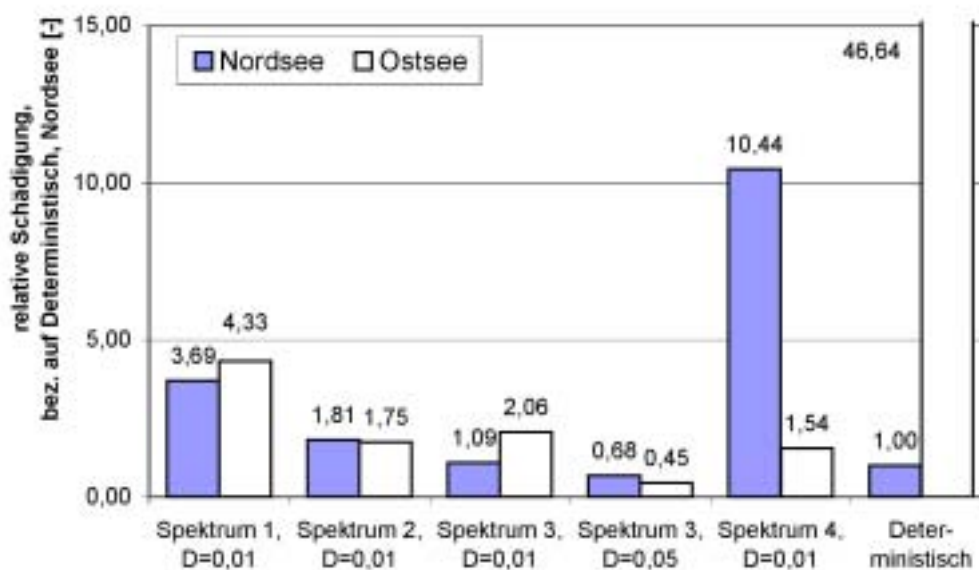


Abbildung 8: Bezogene Schädigung, ermittelt nach deterministischem Konzept und im Frequenzbereich für System 4 und Scatter-Diagramme 3 und 4

Die Ergebnisse der Berechnungen sind in Abbildung 8 vergleichend gegenübergestellt. Dort sind die am Meeresboden rechnerisch ermittelten Schädigungswerte auf den Wert bezogen dargestellt, der sich aus der deterministischen Berechnung für Scatter-Diagramm 3 ergibt. Aus den Ergebnissen lassen sich folgende Schlüsse ziehen: Die sehr großen Unterschiede, die sich aus der deterministischen Berechnung zwischen Nord- und Ostsee ergeben, sind bei den Berechnungen im Frequenzbereich nicht festzustellen. Liegen große Wellenhäufigkeiten im Bereich der Eigenfrequenz der Struktur vor, so ist davon auszugehen, dass das deterministische Verfahren sehr konservative Ergebnisse liefert. In diesen Fällen ist auch aus ökonomischen Gründen eine dynamische Strukturberechnung angebracht. Für die Nordsee-Werte ist eine relativ gute Übereinstimmung zwischen dem deterministischen Ergebnis und den verschiedenen Transferfunktionen festzustellen. Einschränkend muss gesagt werden, dass die höheren Werte für Spektrum 1 wahrscheinlich auf den hohen Energiegehalt im Spektrum zurückgeführt werden kann, siehe Abbildung 4. Die Werte bei Spektrum 4 sind auf die numerischen Unsicherheiten bei der Verwendung realer Seegangsspektren zur Erzeugung von Transferfunktionen zurückzuführen. Das grundlegende Verhalten lässt sich anhand der verwendeten Transferfunktionen zeigen; für eine weitere Validierung sind zur Ermittlung der Transferfunktionen längere Zeitreihen oder mehrere Realisationen erforderlich, vergleiche dazu auch die Hinweise der Verfasser in [26].



### 3.5 Bewertung der Berechnungskonzepte

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass das deterministische Nachweiskonzept unter bestimmten Umständen zu einer schnellen und realistischen Einschätzung der Schädigung einer Struktur unter Seegangsbeanspruchungen verwendet werden kann. Als maßgebendes Kriterium stellt sich dabei heraus, dass nur eine geringe Wellenhäufigkeit im Resonanzbereich der Struktur vorliegen sollte. Die daraus abzuleitenden Grenzwerte für die Eigenfrequenzen der betrachteten Strukturen sind dabei vom betrachteten Seegebiet abhängig und können sich zwischen Nord- und Ostsee deutlich unterscheiden. Liegen nur geringe Wellenhäufigkeiten im Resonanzbereich der Struktur vor, so ist das deterministische Verfahren auch für Ausführungsplanungen zu empfehlen, da es im Vergleich der Verfahren den geringsten numerischen Aufwand erfordert. Steigt der Anteil der Wellen im Resonanzbereich an, so ist die Verwendung des deterministischen Konzeptes mit steigenden Unsicherheiten behaftet, so dass eine Verwendung auf Entwurfsrechnungen beschränkt bleiben sollte. Liegt dagegen eine große Zahl der zu erwartenden Wellen im Resonanzbereich der Struktur, so sollten auch im Entwurfsbereich aufwändigere dynamische Berechnungen durchgeführt werden. Um die Anzahl der erforderlichen Simulationen und den damit verbundenen numerischen Aufwand zu begrenzen, empfiehlt sich die Verwendung der Untersuchungen im Frequenzbereich mit numerisch ermittelter Transferfunktion, da sie die statistischen Eigenschaften des Seegangs besser mit den dynamischen Struktureigenschaften verknüpft. In diesen Fällen sollten für Ausführungsplanungen dynamische Berechnungen im Zeitbereich für eine ausreichende Anzahl von Seegangszuständen durchgeführt werden.

## 4 Strukturspannungskonzept für Rohrknotten mit allgemeinen Beanspruchungszuständen

### 4.1 Lebensdaueranalyse mit dem Strukturspannungskonzept

Für den Nachweis gegen Ermüdung von Stahlkonstruktionen werden verschiedene Konzepte verfolgt. Neben der experimentellen Lebensdauerbestimmung und bruchmechanischen Ansätzen werden in der Praxis überwiegend Nachweise mit experimentell-empirisch ermittelten Ermüdungsfestigkeitskurven, den so genannten Wöhler-Linien, angewendet. Die Basis dieser Verfahren ist das Nennspannungskonzept. Die Ermüdungsbeanspruchungen am untersuchten Detail werden als Resultat der Tragwerksberechnung mit den Nenngrößen des Querschnitts in die Nennspannungen umgerechnet. Alle bauteilbezogenen Einflüsse, wie z.B. die Form der Struktur, die Geometrie der Schweißnaht etc., werden auf der Widerstandsseite erfasst. Die nachzuweisenden Bauteile werden nach diesen Gesichtspunkten in Kerbfällen klassifiziert und jedem Kerbfall wird eine spezifische Ermüdungsfestigkeitskurve zugeordnet.

Für die Lebensdaueranalyse geschweißter Hohlprofilkonstruktionen mit aufgelösten Strukturen, wie z.B. Tripod-Gründungen für Offshore-Windenergieanlagen, kann das Nennspannungskonzept nicht ohne weiteres angewendet werden, da keine Kerbfalleinstufungen für alle möglichen Knotengeometrien vorliegen. Dennoch ist die Berücksichtigung der lokalen Spannungsverteilungen in den Knotenbereichen unerlässlich. Die Lebensdauer der geschweißten Knoten wird wesentlich von den Spannungskonzentrationen beeinflusst, die sich auf der einen Seite infolge der Schweißnaht selbst, beispielsweise durch die Veränderung des Materialgefüges und Unebenheiten der Schweißnahtoberfläche, auf der anderen Seite vor allem aus der verwendeten Knotengeometrie und der Art der Belastung ergeben.



Eine mögliche Alternative zum Nennspannungskonzept, die für die Lebensdaueranalyse von Rohrknotten verwendet werden kann, stellt das Strukturspannungskonzept dar, siehe z.B. [8], [22] und [6]. An die Stelle der aus der Tragwerksberechnung resultierenden Schwingbreiten der Nennspannungen treten bei der Ermittlung der Ermüdungsbeanspruchungen die Schwingbreiten der so genannten lokalen Bezugsspannungen oder Strukturspannungen, in der Literatur auch mit „hot-spot stresses“ bezeichnet. Die Auswirkungen der Schweißnahtgeometrie werden in den Ermüdungsfestigkeitskurven berücksichtigt. Die Definition der lokalen Bezugsspannungen verdeutlicht Abbildung 9.

Mit der Verwendung des Strukturspannungskonzepts wird der Weg in Richtung lokaler Konzepte besritten. Weitergehende lokale Verfahren wie etwa Kerbspannungskonzept, Kerbdehnungskonzept und Rissfortschrittskonzept erfordern einen erheblich vergrößerten numerischen Aufwand. Zudem sind nicht alle erforderlichen Parameter bisher ausreichend statistisch abgesichert, so dass die Verfahren bisher kaum für praktische Bemessungsaufgaben angewendet werden, siehe hierzu z.B. [23].

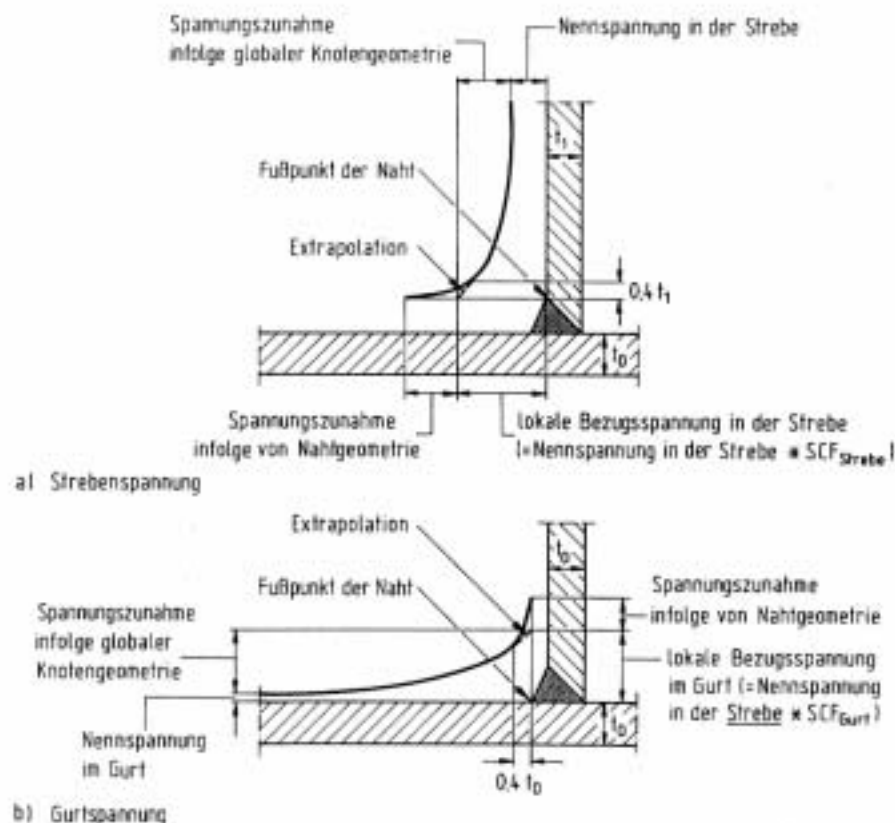


Abbildung 9: Definition der lokalen Bezugsspannungen, nach Puthli [22]

Zur Bestimmung der lokalen Spannungsverhältnisse in Rohrknottenverbindungen können experimentelle und numerische Verfahren verwendet werden. Bei den experimentellen Verfahren werden einzelne Spannungen sowie Spannungsverläufe, z.B. entlang der Verschneidungslinie zweier Querschnitte, in Versuchsreihen ermittelt. Alternativ werden numerische Analysen mit Finite-Elemente-Modellen durchgeführt.



In den vergangenen Jahrzehnten sind in umfangreichen Untersuchungen beide Ansätze verfolgt worden, um verallgemeinerte Regeln für die Bestimmung lokaler Spannungen in Hohlprofilknotten zu schaffen. Die Ergebnisse sind in Form von empirischen Gleichungen veröffentlicht worden, die zur Bestimmung von Spannungskonzentrationsfaktoren (SCF) verwendet werden können. Die Bestimmung der Beanspruchung einer Struktur erfolgt durch Multiplikation der SCF mit den Nennspannungen aus der Tragwerksberechnung. Gemeinsamer Ausgangspunkt der Veröffentlichungen ist eine Klassifikation der untersuchten Knotten nach ihrer Form und Belastung. Eine bewertende Übersicht wesentlicher Arbeiten auf diesem Gebiet ist bei Lloyd's Register of Shipping [17] zusammengestellt.

Die Ermittlung einzelner Spannungskonzentrationsfaktoren erfolgt entweder mit Diagrammen oder mit parametrisierten Formeln. Sollen Spannungskonzentrationsfaktoren in einer EDV-gestützten Lebensdaueranalyse angesetzt werden, ist die Verwendung von Diagrammen nicht zweckmäßig. Daher werden parametrisierte Formeln benutzt, welche die Spannungskonzentrationen für bestimmte Punkte innerhalb des Anschlusses in Abhängigkeit von dimensionslosen Geometrieparametern liefern (s. Abschnitt 4.2.2).

## 4.2 Spannungskonzentrationsfaktoren in ebenen Y-Knoten

In geschweißten Hohlprofilverbindungen ist die Steifigkeit an der Schnittstelle von Gurt und Streben höher als die Steifigkeit der einzelnen Querschnitte. Besonders im elastischen Zustand ergibt sich daraus eine nichtlineare Spannungsverteilung. Die Spannungen entlang der Schweißnaht haben keinen gleichmäßigen Verlauf (siehe hierzu [22]). Maximale Spannungskonzentrationen treten überwiegend an den Kronen- und Sattelpunkten (siehe Abbildung 10), jeweils streben- und gurtseitig auf. Außerhalb des Knoteneinflussbereiches wirken gleichmäßig verteilte Nennspannungen.

Der dimensionslose Spannungskonzentrationsfaktor SCF dient zur Berücksichtigung der angesprochenen Strukturspannungen (hot spot stresses). Diese werden von Puthli in [22] auch als lokale Bezugsspannungen bezeichnet. Hierbei wird die Nennspannungsschwingbreite  $S_{r,nenn}$  aus der elastischen Tragwerksberechnung in der angeschlossenen Strebe zu der jeweils auftretenden Spannungsschwingbreite der Strukturspannungen  $S_{r,hs}$  in Beziehung gesetzt. Das Verhältnis der Strukturspannungs- zur Nennspannungsschwingbreite wird SCF genannt.

$$SCF_{i,j,k} = \frac{S_{r,hs,i,j,k}(\text{Knoten})}{S_{r,nenn}(\text{Strebe})} \quad \text{Gleichung 2}$$

Es gibt verschiedene Ansätze, um das Verhalten des Knotens an der Streben-Gurt-Schnittstelle zu analysieren. Dabei wird entweder auf die Hauptspannungen oder die Spannungen senkrecht zum Schweißnahtfußpunkt Bezug genommen. In einigen Vorschriften, beispielsweise N-004 [21] und EC3 [10] werden für die Bestimmung der Strukturspannungen die Hauptspannungen verwendet; in anderen Vorschriften, wie zum Beispiel API [1] und AWS [2], liegen die Spannungen senkrecht zur Schweißnaht für die Ermittlung zugrunde, siehe dazu auch [24].

Die Rissbildung am Schweißnahtfuß verläuft entlang des Fußes, hervorgerufen durch Spannungskomponenten senkrecht dazu. Die Hauptspannungen verlaufen in diesem Bereich ebenfalls nahezu senkrecht zum Schweißnahtfuß, ändern aber mit zunehmender Entfernung ihre Richtung. Die Richtung der Hauptspannungen ist bei jedem Lastfall unterschiedlich. Hinzu kommen Eigenspannungen, deren Richtung gänzlich unbekannt ist.

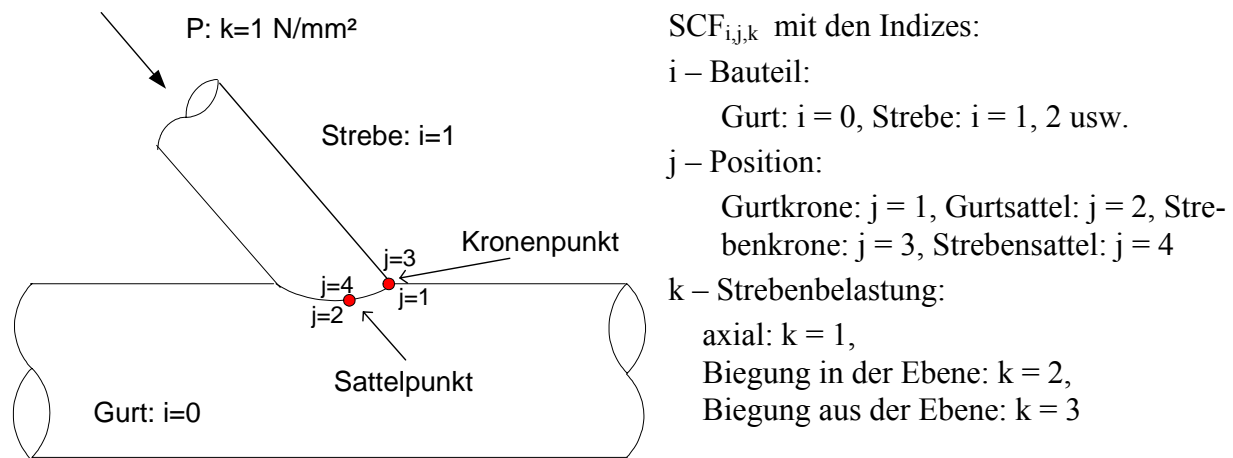
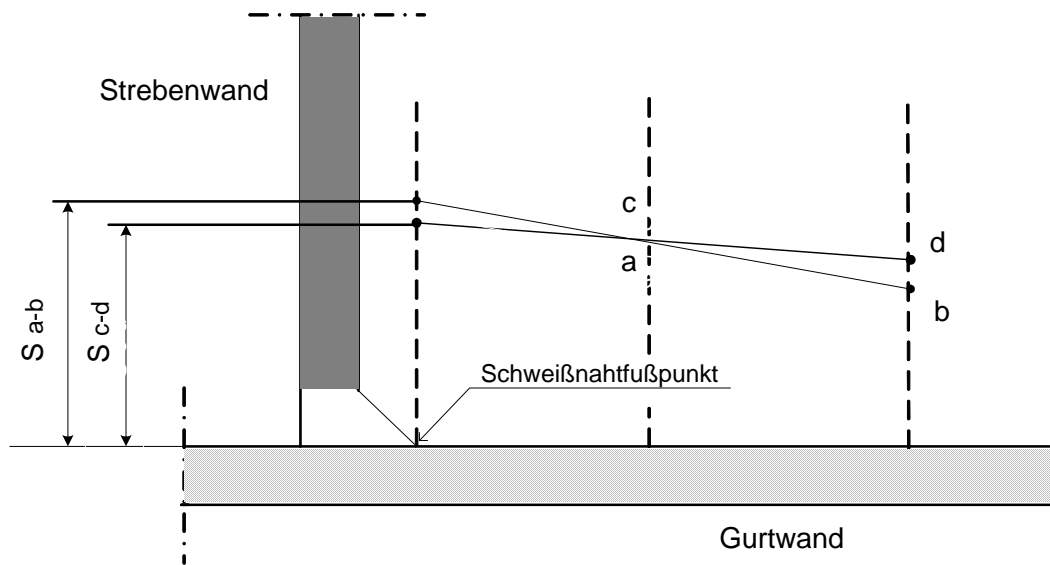


Abbildung 10: Position relevanter Spannungskonzentrationsfaktoren, nach [22]



S a-b = Strukturspannung senkrecht zur Schweißnaht  
 S c-d = Strukturspannung, basierend auf der maximalen Hauptspannung  
 a-d = gemessene Spannungen auf der äußeren Oberfläche der Gurtwand

Abbildung 11: Einfluss der extrapolierten Spannungen auf den SCF, nach [22]

Die Hauptspannungen sind in einiger Entfernung von der Schweißnaht deutlich größer als die Spannungen senkrecht zur Schweißnaht, siehe z.B. [22]. Durch den Versteifungseinfluss der Schweißnaht und der Wand werden sie senkrecht zur Schweißnaht umgelenkt. Dabei wachsen sie weniger steil an als die Spannungen senkrecht zur Schweißnaht. Die Extrapolation würde deshalb bei Verwendung der Hauptspannungen niedrigere Spannungskonzentrationsfaktoren liefern als bei Verwendung der senkrechten Spannungskomponenten (siehe hierzu Abbildung 11). In Forschungsarbeiten wird in jüngerer Zeit (z.B. Romeijn [24] und Schumacher [28]) dazu übergegangen, die Spannungen senkrecht zur Schweißnaht für die Ermittlung der Strukturspan-





nungen zu verwenden. So liegen Spannungskonzentrationsfaktoren vor, deren Ermittlung die Spannungen zugrunde liegen, die für die Risse verantwortlich sind. Für das weitere Vorgehen werden hier die Hauptspannungen verwendet, um einen Vergleich mit Versuchsergebnissen und analytischen Formeln, die auf den Hauptspannungen basieren, zu ermöglichen.

#### 4.2.1 Validierung des FE-Modells

Im Rahmen einer Parameterstudie wurden numerische Untersuchungen zur Bewertung von analytischen Ansätzen zur Berechnung von Spannungskonzentrationsfaktoren durchgeführt, die sich an erwarteten Abmessungen von Rohrknotten für Offshore-WEA orientieren. Um das verwendete numerische Modell zu validieren, wurden die Versuchsergebnisse eines T-Knotens von Munaswamy [19] herangezogen, wo am Probekörper Dehnungen in einer bestimmten Entfernung zur Schweißnaht mit Hilfe von Delta-Rosetten gemessen und zum Schweißnahtfußpunkt hin extrapoliert und in Spannungen umgerechnet wurden.

Die numerische Ermittlung der Spannungskonzentrationsfaktoren erfolgte mit dem Finite-Elemente-Programm ANSYS®. Das Modell wird mit 8-Knoten-Schalenelementen vom Typ SHELL93 ohne Modellierung der Schweißnaht abgebildet. Bei der Modellierung mit Schalenelementen werden die Kerbspannungen völlig unterdrückt, wie es beim Strukturspannungskonzept idealerweise vorausgesetzt wird. Die Strukturspannung kann somit direkt, also ohne Extrapolationsverfahren, ausgewertet werden.

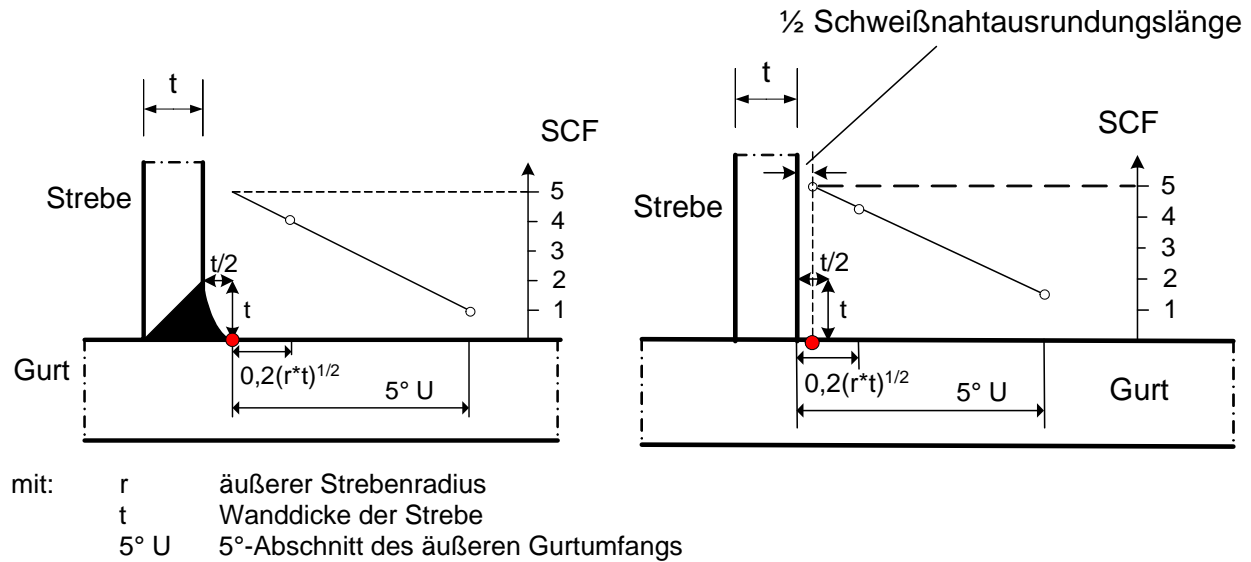


Abbildung 12: Modell mit Schweißnaht (links) und Modell ohne Schweißnaht (rechts) für Gurt-Sattelpunkt, nach [17]

Die Ergebnisse der Finite-Elemente Analysen ohne Schweißnahtmodellierung müssen für den Vergleich der Strukturspannungen mit Versuchsergebnissen modifiziert werden. Der Ort, an dem die Spannungskonzentrationsfaktoren ermittelt werden, kann aufgrund der fehlenden Schweißnahtmodellierung nicht eindeutig bestimmt werden. Der Spannungsgradient ist in diesem Bereich sehr groß, so dass eine kleine Veränderung des Ortes große Auswirkungen auf den Spannungskonzentrationsfaktor hat. Zur Modifikation wird der Ansatz von Wordsworth [31] verwendet. Danach wird die Extrapolation zur Schnittstelle von Gurt und Strebe für Probekörper ohne



Schweißnaht auf die halbe Länge der Schweißnahtausrundung verkürzt, um die Änderung der Strukturspannungen durch die Ausrundung der Schweißnaht zu berücksichtigen (siehe Abbildung 12, rechtes Bild). In Abbildung 12, linkes Bild, wird ein Modell mit Schweißnaht dargestellt. Die Schweißnahtausrundungslänge wird hier für die Gurtwand mit  $t/2$  und für die Strebenwand mit  $t$  angenommen. Diese Werte wurden in den weiteren Untersuchungen verwendet.

Im numerischen Modell wurden die Spannungskonzentrationsfaktoren direkt an der fiktiven halben Schweißnahtausrundungslänge ausgewertet, da die Kerbspannungen in dem Modell unterdrückt und somit eine Extrapolation nicht notwendig ist. In den betrachteten Untersuchungen betrug der Abstand zur Entnahmestelle für den Gurt  $t/4$  und für die Strebe  $t/2$  ausgehend von der jeweiligen angrenzenden Wandoberfläche. In dem Bereich, in dem die Spannungskonzentrationsfaktoren ermittelt wurden, wurde eine Netzverfeinerung vorgenommen, die in Abbildung 13 dargestellt ist.

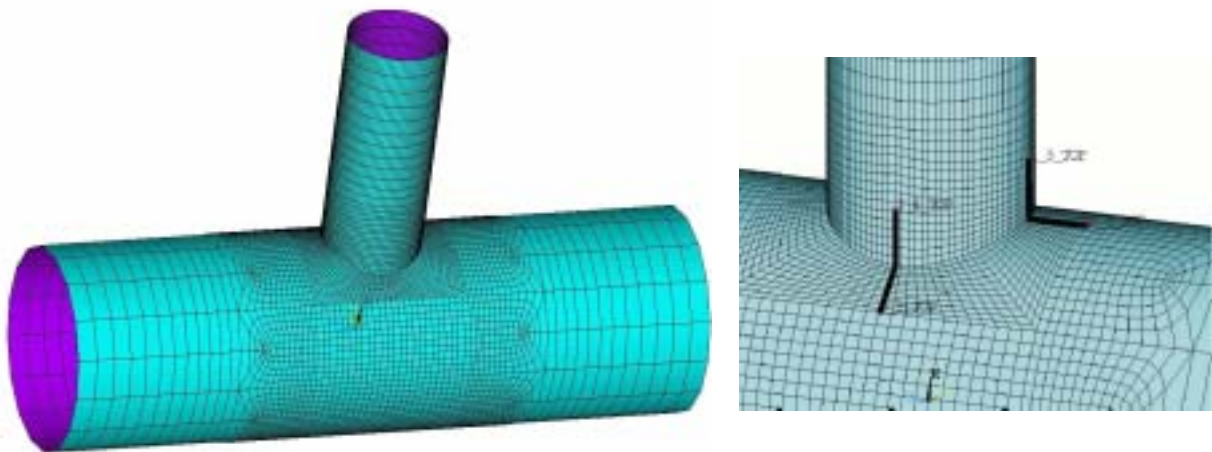


Abbildung 13: Modell des T-Knotens in ANSYS® und Detail mit Pfadverläufen

Für die unmittelbare Bestimmung der Spannungskonzentrationsfaktoren wird eine Nennspannung von  $1 \text{ N/mm}^2$  auf die Strebe aufgebracht. Die Spannungen werden entlang eines Pfades an der Oberfläche der Elemente ausgewertet. Die Spannungskonzentrationsfaktoren werden an den maßgebenden Stellen des Pfades mit den oben beschriebenen Abständen ermittelt. Die Pfade verlaufen am Kronen- und Sattelpunkt jeweils gurt- und strebenseitig senkrecht auf die Schnittlinie zwischen Gurt und Strebe.

	Gurtkrone	Gurtsattel	Strebenkrone	Strebensattel
Munaswany [19]	6,43	21,96	6,4	12
ANSYS®	6,17	21,25	1,23	11,44

Tabelle 2: Vergleich der numerischen Ergebnisse mit experimentellen Ergebnissen nach Munaswany

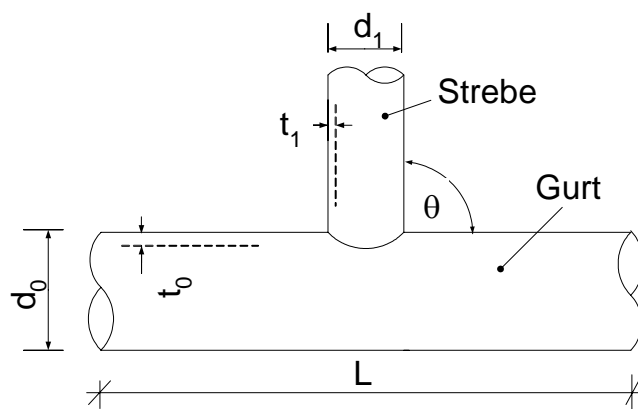
Die Validierung des numerischen Modells erfolgte anhand der in Tabelle 2 zusammen gestellten Spannungskonzentrationsfaktoren. Zu Vergleichszwecken beruhen die mit ANSYS ermittelten



SCF auf den Hauptspannungen. Bis auf die Position an der Strebenkrone zeigen die numerisch ermittelten Spannungskonzentrationsfaktoren eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten SCF von Munaswany. Die Spannungskonzentrationsfaktoren gemäß Tabelle 2 sind mit den analytischen Formeln von Efthymiou und Lloyd's Register verglichen worden. Bezüglich der Strebenkrone besitzen die Spannungskonzentrationsfaktoren von Efthymiou und Lloyd's Register ähnliche Werte wie ANSYS® und weichen somit stark von den Ergebnissen von Munaswany ab. Um die relativ großen Abweichungen an der Strebenkronenposition weiter zu bewerten, wären weitere Informationen zu den Messergebnissen erforderlich.

#### 4.2.2 Parametrische Formeln nach Efthymiou und Lloyd's Register

Um die Berechnung der Spannungskonzentrationsfaktoren einfacher zu gestalten und der Praxis zugänglich zu machen, sind parametrische Formeln entwickelt worden. Grundlage hierfür waren Daten aus Messungen mit Dehnmessstreifen oder numerische Analysen mit validierten Finite-Elemente-Modellen. Mit diesen wurden Untersuchungen zum Einfluss der Knotenparameter  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $\tau$  und  $\theta$  und der Belastungsarten auf den SCF durchgeführt. Die dimensionslosen geometrischen Parameter werden anhand der Abbildung 14 erläutert.



$$\beta = \frac{d_1}{d_0} = \frac{\text{Außendurchmesser der Strebe}}{\text{Außendurchmesser des Gurtes}}$$

$$\tau = \frac{t_1}{t_0} = \frac{\text{Wanddicke der Strebe}}{\text{Wanddicke des Gurtes}}$$

$$2\gamma = \frac{d_0}{t_0} = \frac{\text{Außendurchmesser des Gurtes}}{\text{Wanddicke des Gurtes}}$$

$$\alpha = \frac{2 \cdot L}{d_0} = \frac{\text{Länge des Gurtes}}{\text{Außenradius des Gurtes}}$$

$$\theta = \text{Anlaufwinkel zwischen Strebe und Gurt}$$

Abbildung 14: Erläuterung der dimensionslosen geometrischen Parameter

Die analytischen Formeln von Efthymiou [9] und Lloyd's Register [17] weisen eine gute Übereinstimmung mit experimentell ermittelten SCF-Werten auf, siehe [17], und werden in der Praxis angewendet. Zudem wird in der N-004 ebenfalls die Anwendung der Formeln nach Efthymiou empfohlen. Efthymiou [9] hat eine umfangreiche Studie über analytische Formeln für einfache Knoten veröffentlicht. Diese beinhaltet Y-, X-, K- und KT-Knotenkonfigurationen. Die Gleichungen wurden unter Verwendung von Einflussfunktionen zur Beschreibung von K-, KT- und räumlichen Knoten gestaltet, indem die Übertragungseffekte von zusätzlich belasteten Streben durch die Einflussfunktionen als einfacher Term abgebildet werden können. Im Vergleich zu anderen sind die Ansätze nach Efthymiou und Lloyds Register [17] weniger konservativ, so dass in vielen Fällen niedrigere SCF-Werte ermittelt werden. Nachfolgend sind die Formeln für ebene, einfache Y-Knoten unter axialer Beanspruchung nach Efthymiou und Lloyd's Register dargestellt.



#### 4.2.2.1 SCF-Formeln nach Efthymiou für axiale Beanspruchungen

Die Formeln von Efthymiou [9] gelten für folgende Parameterbereiche:

$$0,2 \leq \beta \leq 1,0$$

$$0,2 \leq \tau \leq 1,0$$

$$8 \leq \gamma \leq 32$$

$$20^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$$

Gurt-Krone:

$$SCF_{0,1,1} = \gamma^{0,2} \tau \left[ 2,65 + 5(\beta - 0,65)^2 \right] + \tau \beta (C_2 \alpha - 3) \sin \theta$$

Gleichung 3

Gurt-Sattel:

$$SCF_{0,2,1} = \gamma \tau^{1,1} \left[ 1,11 - 3(\beta - 0,52)^2 \right] \sin^{1,6} \theta + C_1 (0,8\alpha - 6) \tau \beta^2 (1 - \beta^2)^{0,5} \sin^2 2\theta$$

Gleichung 4

Strebe-Krone:

$$SCF_{1,3,1} = 3 + \gamma^{1,2} \left[ 0,12 \exp(-4\beta) + 0,011\beta^2 - 0,045 \right] + \beta \tau (C_3 \alpha - 1,2)$$

Gleichung 5

Strebe-Sattel:

$$SCF_{1,4,1} = 1,3 + \gamma \tau^{0,52} \alpha^{0,1} \left[ 0,187 - 1,25\beta^{1,1} (\beta - 0,96) \right] \sin^{(2,7-0,01\alpha)} \theta$$

Gleichung 6

Korrekturfaktor für kurze Gurte ( $\alpha < 12$ ):

Der folgende Korrekturfaktor F2 ist auf die Gleichungen für den Gurt-Sattel und Streben-Sattel anzuwenden.

$$F2 = 1 - (1,43\beta - 0,97\beta^2 - 0,03) \gamma^{0,04} \exp[-0,71 \gamma^{-1,38} \alpha^{2,5}]$$

Gleichung 7

Parameter für die Gurt-End-Befestigung C:

Der Parameter C berücksichtigt den Effekt des Längenfaktors für Beulen (Gurtovalisierung) mit folgendem zulässigen Wertebereich:

$$0,5 \leq C \leq 1,0$$

Oft wird der Faktor  $C = 0,7$  angenommen.

Für  $C = 0,5$  bedeutet dies eine eingespannte Lagerung der Gurtenden. Bei  $C = 1,0$  sind die Gurtenden gelenkig gelagert.

$$C_1 = 2(C - 0,5)$$

$$C_2 = C/2$$

$$C_3 = C/5$$



#### 4.2.2.2 SCF-Formeln nach Lloyd's Register für axiale Beanspruchungen

Die Formeln von Lloyd's Register [17] gelten für folgende Parameterbereiche:

$$0,13 \leq \beta \leq 1,0$$

$$0,25 \leq \tau \leq 1,0$$

$$10 \leq \gamma \leq 35$$

$$30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$$

$$\alpha \geq 4$$

Gurt-Krone:

$$SCF_{0,1,1} = \tau \gamma^{0,2} (3,5 - 2,4\beta) \sin^{0,3} \theta \quad \text{Gleichung 8}$$

Gurt-Sattel:

$$SCF_{0,2,1} = \tau \gamma^{1,2} \beta (2,12 - 2\beta) \sin^2 \theta \quad \text{Gleichung 9}$$

Strebe-Krone:

$$SCF_{1,3,1} = 2,6 \beta^{0,65} \gamma^{(0,3-0,5\beta)} \quad \text{Gleichung 10}$$

Strebe-Sattel:

$$SCF_{1,4,1} = 1 + \tau^{0,6} \gamma^{1,3} \beta (0,76 - 0,7\beta) \sin^{2,2} \theta \quad \text{Gleichung 11}$$

Korrekturfaktor für kurze Gurte ( $\alpha < 12$ ):

Der Korrekturfaktor F2 ist auf die Gleichungen für den Gurt-Sattel und Streben-Sattel anzuwenden.

$$F2 = 1 - (1,43\beta - 0,97\beta^2 - 0,03) \gamma^{0,04} \exp[-0,71 \gamma^{-1,38} \alpha^{2,5}] \quad \text{Gleichung 12}$$

B- Faktoren – Näherung der Gurtbiegung in der Ebene:

B0 für Einzelaxialbelastung

$$B0 = \frac{C \tau (\beta - \tau/2 \gamma) (\alpha/2 - \beta/\sin \theta) \sin \theta}{(1 - 3/2 \gamma)} \quad \text{Gleichung 13}$$

$$B1 = 1,05 + \frac{30 \tau^{1,5} (1,2 - \beta) (\cos^4 \theta + 0,15)}{\gamma} \quad \text{Gleichung 14}$$

Parameter für die Gurt-End-Befestigung: C

$$0,5 \leq C \leq 1,0 \quad \text{Oft wird der Faktor } C = 0,7 \text{ angenommen.}$$

$$C = 0,5 \quad \text{für fest eingespannte Gurtenden}$$

$$C = 1,0 \quad \text{für gelenkig gelagerte Gurtenden}$$



#### 4.2.3 Bewertung und Vergleich der ermittelten Spannungskonzentrationsfaktoren

Die Bewertung der numerisch ermittelten Spannungskonzentrationsfaktoren basiert auf zwei Parameterstudien. In der Parameterstudie für ebene T-Knoten wurden 27 Berechnungen durchgeführt, um den Einfluss der Knotenparameter  $\beta$ ,  $\gamma$  und  $\tau$  auf die Spannungskonzentrationsfaktoren zu untersuchen. Die Variation der Knotenparameter erfolgte innerhalb der Gültigkeitsbereiche für die analytischen Formeln von Efthymiou und Lloyd's Register. Eine weitere Parameterstudie wurde für vier Y-Knoten im Bereich der Abmessungen für Tripod-Gründungen durchgeführt. Der Anlaufwinkel  $\theta$  zwischen Gurt und Strebe beträgt  $45^\circ$ . Hier wurden gezielt die Parameter  $\gamma$  und  $\tau$  variiert, da diese beiden Knotenparameter einen erheblichen Einfluss auf die Spannungskonzentrationsfaktoren haben. Die Parameter im Einzelnen sind im Anhang zusammengestellt.

In Abbildung 15 werden die analytisch ermittelten SCF nach Efthymiou und Lloyd's Register den numerisch ermittelten Werten gegenübergestellt. Hierfür werden die Spannungskonzentrationsfaktoren am Gurtsattelpunkt verwendet, da an dieser Position überwiegend die größten Spannungskonzentrationsfaktoren auftreten. Die Werte sind folglich für die Bemessung maßgebend. Eine Ausnahme bilden Knotenkonfigurationen mit dem Parameter  $\tau = 0,25$ . Hier treten bei den analytischen Formeln von Efthymiou und Lloyd's Register die größten Spannungskonzentrationsfaktoren am Strebensattelpunkt auf. Die Berechnungen zeigen, dass dies nur in einigen Fällen für die mit ANSYS<sup>®</sup> ermittelten SCF zutrifft.

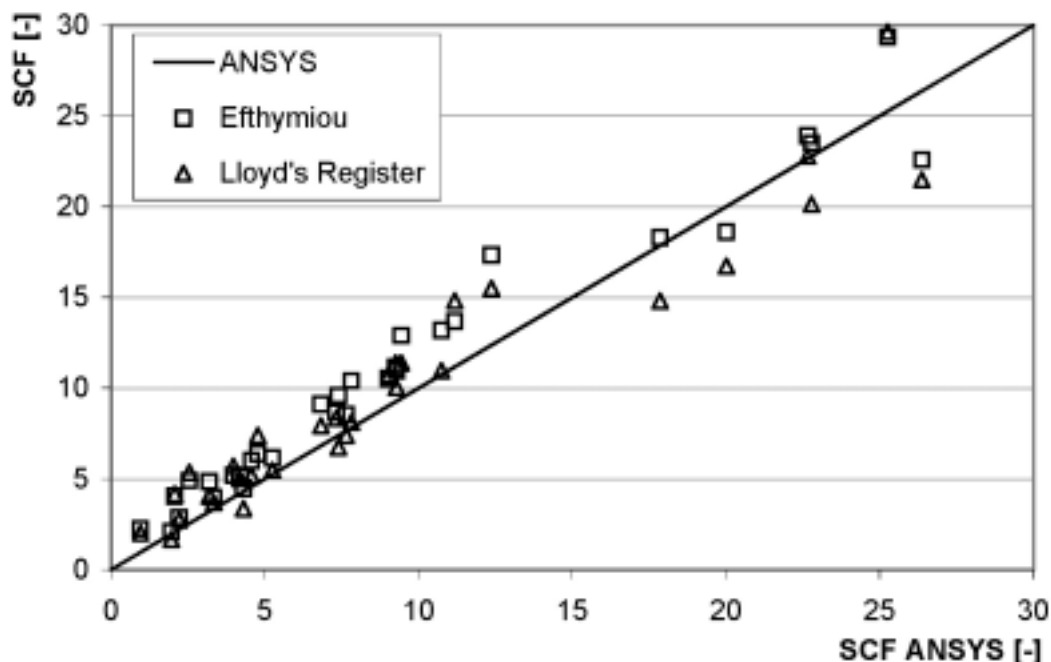


Abbildung 15: Analytische Spannungskonzentrationsfaktoren im Vergleich zu numerischen Berechnungen

Der Abbildung 15 ist zu entnehmen, dass die mit ANSYS<sup>®</sup> ermittelten Spannungskonzentrationsfaktoren insgesamt eine gute Übereinstimmung mit den analytischen Formeln von Efthymiou und Lloyd's Register aufweisen. Dennoch sind für einzelne Parametersätze auch signifikante Abweichungen festzustellen. Bei sehr großen SCF-Werten wurden mit den analytischen Formeln



Werte ermittelt, die unter den Ergebnissen der numerischen Berechnung liegen. In den meisten praxisrelevanten Fällen liegen die mit ANSYS<sup>®</sup> ermittelten Werte eher unterhalb der Werte nach Efthymiou. Dieses Verhalten ist nahe liegend, weil die analytischen Formeln empirisch an Versuchsergebnisse angenähert wurden und daher eher von einer leicht konservativen Abschätzung ausgegangen wird. Die Anwendbarkeit der Formeln von Efthymiou oder Lloyd's Register wird daher auch im Rahmen dieser Untersuchung bestätigt, wenngleich genauere Untersuchungen im Rahmen der FE-Methode teilweise eine deutlich höhere rechnerische Lebensdauer erwarten lassen. Eine weitere wichtige Erkenntnis ist, dass die Spannungskonzentrationsfaktoren aus der Y-Parameterstudie, deren Parameter sich teilweise außerhalb des Gültigkeitsbereichs für die analytischen Formeln befinden, keine auffälligen Abweichungen besitzen. Somit können die analytischen Formeln zumindest für die hier untersuchten Parameter außerhalb des Zulässigkeitsbereiches bestätigt werden.

#### 4.3 Spannungskonzentrationsfaktoren bei räumlichen Beanspruchungszuständen

Ein grundsätzliches Problem bei der Anwendung des Strukturspannungskonzepts ergibt sich durch die erforderliche Klassifikation der zu untersuchenden Knoten. Schließt eine einzelne Strebe rechtwinklig an einen Gurt an, wird die Verbindung als T-Knoten bezeichnet, oder allgemeiner mit einem beliebigen Anschlusswinkel als Y-Knoten (Abbildung 16 links). Ein ebener Knoten mit zwei auf gegenüber liegenden Seiten des Gurts unter demselben Winkel angeschlossenen Streben wird als X-Knoten klassifiziert, wenn die Strebenbelastungen im Gleichgewicht stehen (Abbildung 16 rechts).

Mögliche Beanspruchungen der an ein Hauptrohr angeschlossenen Streben werden in axiale Belastung, Biegung in der Anschlussebene und Biegung aus der Anschlussebene heraus unterteilt. Zudem wird zur parametrisierten Bestimmung von Spannungskonzentrationen bei mehreren Streben zwischen gleichartiger, ausbalancierter Belastung und ungleicher, nicht ausbalancierter Belastung der Streben unterschieden.

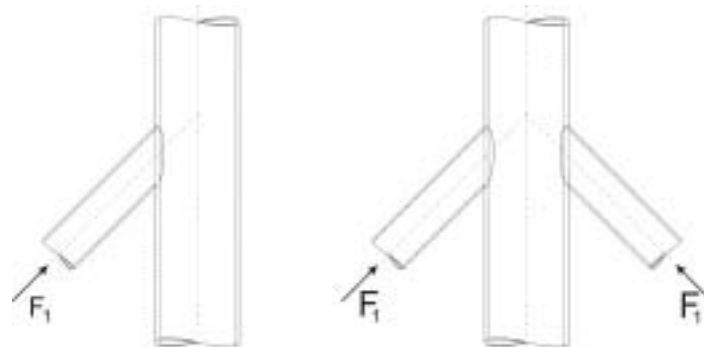


Abbildung 16: Darstellung eines Y- bzw. X-Knotens

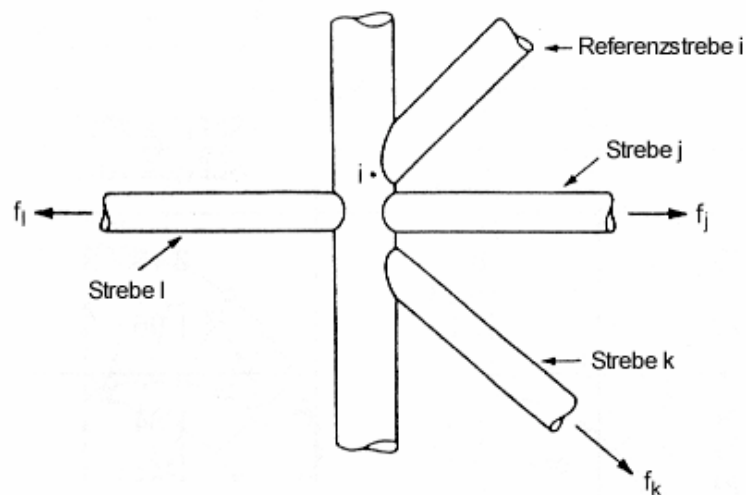
Aus diesen Beschreibungen ist ersichtlich, dass die starren Knotenklassifikationen für die Untersuchung von Offshore-Gründungsstrukturen, wie beispielsweise Tripod-Gründungen, nicht ausreichen. Zum einen werden dreidimensionale Knotenstrukturen betrachtet, was die verallgemeinerte Typisierung von Knotenformen erschwert, zum anderen sollen die Spannungskonzentrationen für beliebige Belastungskonfigurationen ermittelt werden können, die bei Simulationsberechnungen nicht a priori bekannt bzw. veränderlich sind, siehe auch Kapitel 4.3.2.



### 4.3.1 Allgemeines Bewertungskonzept nach Efthymiou

Die qualitative Spannungsverteilung im Knotenbereich wird sowohl von der geometrischen Anordnung der Streben, als auch von Größe und Wirkungsrichtung der angreifenden Kräfte beeinflusst. Die im Jahr 1988 von Efthymiou veröffentlichte Studie [9] stellt das Konzept der Einflussfunktionen vor: Bei einem Knoten mit mehreren, mit gewissen Einschränkungen in beliebiger, auch räumlicher, Anordnung angeschlossenen Streben wird eine Bezugsstrebe gewählt, für die die Spannungskonzentrationen ermittelt werden. Die Auswirkungen der übrigen Streben einschließlich ihrer Belastung auf die Spannungsverteilung im Anschlussbereich der Bezugsstrebe, auch „carry-over effect“ genannt, werden durch Einflussfunktionen ausgedrückt. Diese sind das Ergebnis einer Superposition linear-elastisch berechneter Spannungsfelder. Sowohl für in der Bezugsebene als auch für räumlich angeschlossene Streben werden Einflussfunktionen angegeben. Die Definition und Verwendung von Einflussfunktionen illustriert Abbildung 17.

Die Spannungskonzentrationen für die Referenzstrebe werden so bestimmt, als liege ein einfacher Knoten mit *einer* angeschlossenen Strebe vor, z.B. ein Y-Knoten. Der Beitrag der übrigen Streben wird durch Addition von Spannungen berücksichtigt, die sich aus der mathematischen Formulierung der Einflussfunktionen ergeben. Diese berücksichtigen, dass die lokale Spannungsverteilung im Anschlussbereich der Referenzstrebe, anders als bei einem einfachen Knoten, infolge einer Überlagerung der belastungsabhängigen Beiträge der weiteren Streben beeinflusst wird.



$$f_{i,hs} = \text{Strukturspannungen am Gurtsattel der Referenzstrebe } i \\
\text{infolge axialer Belastung der Streben } j, k \text{ und } l \\
= f_j \cdot EF_{ij} + f_k \cdot EF_{ik} + f_l \cdot EF_{il}$$

$$f_j, f_k, f_l = \text{Nennspannungen in den Streben } j, k \text{ und } l$$

Abbildung 17: Einflussfunktionen für beliebig angeschlossene Streben, nach [9]

Für die Lebensdaueranalyse eines komplexen Knotens müssen bei der Verwendung von Einflussfunktionen jeweils alle angeschlossenen Streben als Bezugsstrebe betrachtet werden und der





Beitrag der übrigen Streben zum Spannungsverlauf am Anschluss der Referenzstrebe addiert werden. Bei zeitlich veränderlichen Lasten, z.B. Wellenlasten, muss dies für jeden betrachteten Zeitschritt geschehen, um Spannungsschwingbreiten der Strukturspannungen als Grundlage der Lebensdauerbestimmung zu erhalten. Ferner ist für einen Knoten zu untersuchen, an welcher Stelle im Anschlussbereich einer jeden Strebe (Sattel- o. Kronenpunkt, gurt- o. strebenseitig) die für den Nachweis gegen Ermüdung maßgebenden Beanspruchungen auftreten.

#### 4.3.2 Einfluss wechselnder Beanspruchungssituationen auf die Spannungsverläufe

Bei der Ermittlung der Strukturspannungen für einen Rohrknotten ist, wie oben beschrieben, das aktuelle Beanspruchungsverhältnis zu berücksichtigen. Für jede betrachtete Belastungssituation ist die Klassierung des Knotens neu zu ermitteln. Beispielhaft wird hier für einen ebenen Rohrknotten die Berücksichtigung einer kombinierten Beanspruchung vereinfachten Annahmen gegenübergestellt. Es werden dabei die folgenden Fälle unterschieden:

- Fall 1 Betrachtung als X-Knoten
- Fall 2 Betrachtung als Y-Knoten
- Fall 3 Berücksichtigung der kombinierten Beanspruchung

Die Geometrieparameter entsprechen dabei dem oberen Tripod-Knoten von System 5 nach Tabelle 1. Die Strukturspannungen werden für diese Fälle in Abbildung 18 vergleichend dargestellt. Durch die Wahl der Nennspannungen  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$ , liegt für  $t = 0$  s ein X-Knoten vor und für  $t = 3$  s ein Y-Knoten. Dies spiegelt sich in den Spannungsverläufen für die kombinierte Beanspruchung wider. Es kann festgestellt werden, dass erhebliche Unterschiede zwischen den Betrachtungsweisen vorliegen. Die kombinierte Betrachtung führt in dem hier vorgestellten Fall zu deutlich geringeren Spannungsschwingbreiten. In praktischen Anwendungen ist daher die wechselnde Beanspruchung zu berücksichtigen. Für räumliche Knoten kann z.B. das Konzept nach Efsthymiou verwendet werden, siehe Kapitel 4.3.1.

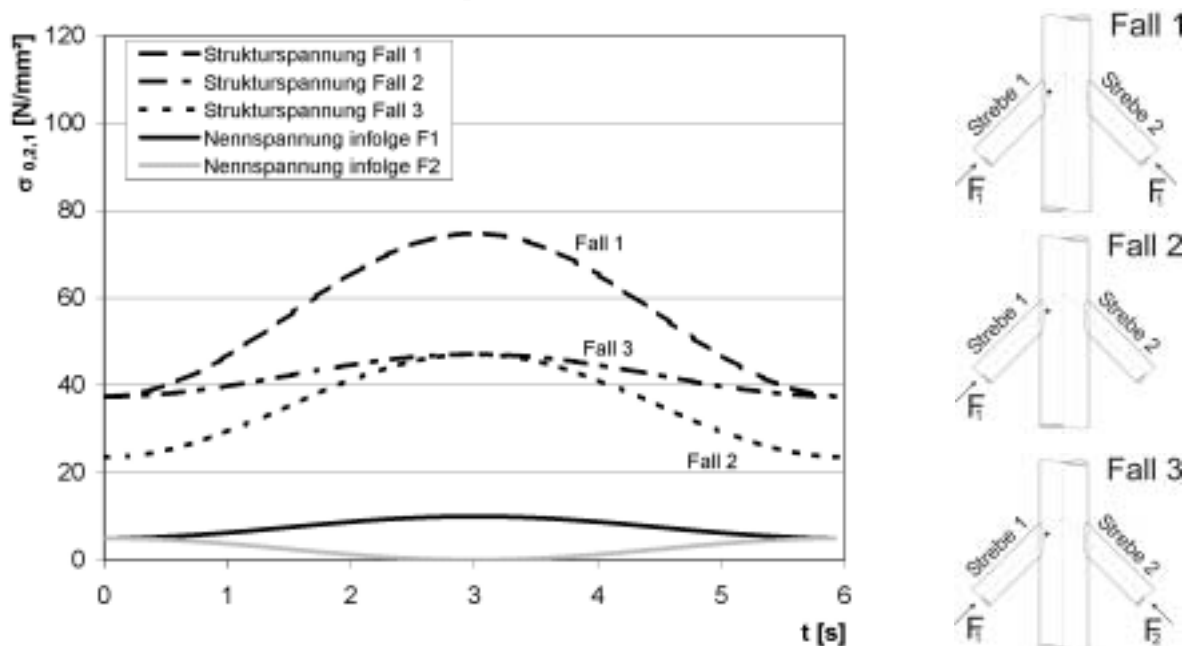


Abbildung 18: Strukturspannungen nach Efsthymiou für eine beispielhafte Beanspruchung für X-Knoten Y-Knoten und für kombinierte Beanspruchung



### 4.3.3 Berechnung von Strukturspannungen für einen Tripodknoten mit *Han-Off*

Parallel zur Bearbeitung des Forschungsprojektes ist am Institut für Stahlbau der Universität Hannover das Software-Tool *Han-Off* zur Berechnung allgemeiner hydrodynamisch transparenter Strukturen im Zeit- und Frequenzbereich entwickelt worden. Das Programm verfügt neben eigenen Berechnungsroutinen zur Ermittlung von Seegangsbeanspruchungen über eine Schnittstelle zum Programm Waveloads, das am Institut für Strömungsmechanik der Universität Hannover entstanden ist. Der Funktionsumfang umfasst auch die Berechnung komplexer Rohrknotten nach dem beschriebenen Verfahren nach Efthymiou [9]. Die Anwendung wird hier am Beispiel des Systems 5 nach Tabelle 1 erläutert. Für die betrachteten Strukturen sind parametrisierte Stabmodelle für das Finite-Elemente-System ANSYS<sup>®</sup> entwickelt worden, das im Rahmen des Programms für die Strukturberechnung verwendet wird.

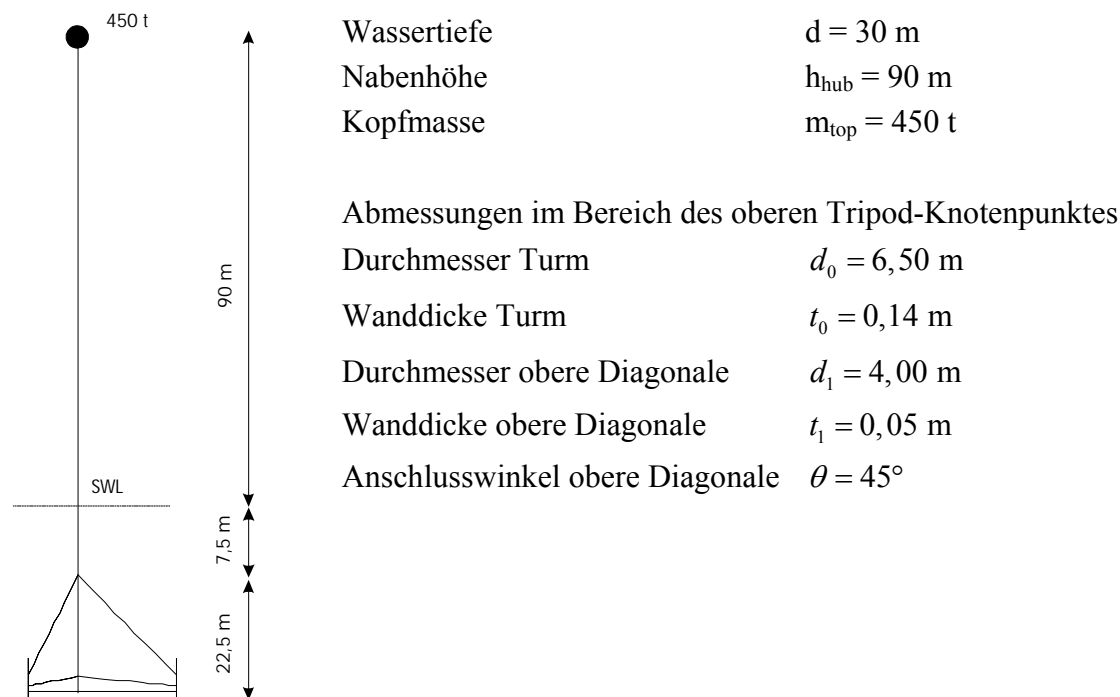


Abbildung 19: System 5 nach Tabelle 1 mit Abmessungen und weiteren Parametern

Anhand der definierten Struktureigenschaften und Umgebungsbedingungen werden in Abhängigkeit von der Geometrie des Systems und weiteren Parametern, wie z.B. der Wassertiefe und den anzusetzenden Reibungs- und Trägheitsbeiwerten, Zeitreihen der Belastung in Form von Linienlasten auf die Struktur ermittelt, siehe schematische Darstellung in Abbildung 5. Dabei wird ein unidirektionales Seegangs- bzw. Wellenmodell angenommen. Die Wellenfortschrittsrichtung relativ zur Struktur kann jedoch variiert werden, um bei komplexen Strukturen die ungünstigste Laststellung zu ermitteln. Mit diesen Belastungen werden am Tragwerksmodell, gegebenenfalls unter Berücksichtigung der dynamischen Einflüsse, Zeitreihen der Strukturantworten berechnet. Die aus der Tragwerksberechnung erhaltenen Nennspannungen werden in Abhängigkeit von den geometrischen Parametern und den angesetzten Materialeigenschaften und Querschnittswerten nach dem Konzept von Efthymiou, siehe [9], in Zeitreihen der Strukturspannungen umgerechnet. Diese werden im Rahmen des Programms zur Bestimmung der Ermüdungsbeanspruchungen z.B. mit dem Rainflow-Verfahren ausgezählt oder mit Hilfe einer FFT in den Frequenzbereich übertragen, um anschließend bewertet zu werden, siehe auch Kapitel 3.



Das Vorgehen wird am Beispiel des oberen Tripod-Knotenpunktes erläutert. Eine Darstellung des hier verwendeten Modells enthält Abbildung 19. Nach Vorgabe der Modellgeometrie werden zunächst in einer Modalanalyse die Systemeigenfrequenzen und -eigenformen ermittelt. Exemplarisch werden die Strukturbeanspruchungen hier für eine regelmäßige Welle mit einer Wellenhöhe von 5 m und einer Wellenperiode von 3 s berechnet. Die aus der Tragwerksberechnung resultierende Nennspannung infolge Biegung und Normalkraft ist für die im Beispiel gewählte Bezugsstrebe über den Durchlauf der angenommenen Welle in Abbildung 20 dargestellt. Mit den in Abbildung 19 angegebenen Querschnittsabmessungen ergeben sich nach Kapitel 4.2.2 die in Tabelle 3 zusammengestellten dimensionslosen geometrischen Parameter. Mit der angenommenen Länge von 100 m werden mögliche Reduktionen der Spannungskonzentrationsfaktoren nicht in Anspruch genommen.

$\beta = \frac{d_1}{d_0} = 0,62$	$\tau = \frac{t_1}{t_0} = 0,36$
$2\gamma = \frac{d_0}{t_0} = 46,42$	$\alpha = \frac{2 \cdot L}{d_0} = 30,77$

Mit einer für den Gurt konservativ angesetzten  
Länge von  $L = 100$  m

Tabelle 3: Dimensionslose geometrische Parameter für das Beispiel nach Abbildung 19

Daraus ergeben sich nach den in Kapitel 4.2.2.1 beschriebenen parametrisierten Formeln von Efthymiou [9] die in Tabelle 4 angegebenen Spannungskonzentrationsfaktoren für den Anschluss bei axialer Beanspruchung der Bezugsstrebe. Mit den bei Efthymiou angegebenen weiteren Spannungskonzentrationsfaktoren für Biegebeanspruchung der Streben in der Anschlussebene und aus der Anschlussebene heraus können dann die Strukturspannungen im Anschlussbereich der Bezugsstrebe, getrennt für die jeweiligen Beanspruchungsrichtungen, in jedem Zeitschritt ermittelt und anschließend überlagert werden.

	Gurtkrone	Gurtsattel	Strebenkrone	Strebensattel
Axiale Beanspruchung	2,51	4,65	2,08	4,97

Tabelle 4: Spannungskonzentrationsfaktoren der Referenzstrebe für axiale Beanspruchung

Der Beitrag der weiteren, räumlich angeschlossenen Streben am oberen Tripod-Knoten wird mit Hilfe der Einflussfunktionen ermittelt und zu den Strukturspannungen im Anschlussbereich der Bezugsstrebe addiert. In Abbildung 20 sind für den im Beispiel verwendeten Wellendurchlauf die Strukturspannungen für die Gurtkrone mit und ohne Berücksichtigung des Beitrags der übrigen Streben am Knoten dargestellt.

Mit dem am Beispiel einer deterministischen Einzelwelle beschriebenen Verfahren ist es auch für Simulationsberechnungen im Zeitbereich möglich, die belastungsabhängige lokale Spannungsverteilung in den Knotenpunkten komplexer Tragstrukturen für Offshore-Windenergieanlagen für jeden Einzelschritt zu ermitteln. Die sich daraus ergebenden Spannungszeitreihen für einzelne Anschlusspunkte können anschließend mit geeigneten Methoden



ausgewertet werden, um die maximal beanspruchten Punkte der Konstruktion zu finden und insgesamt die Lebensdauer der Struktur abschätzen zu können.

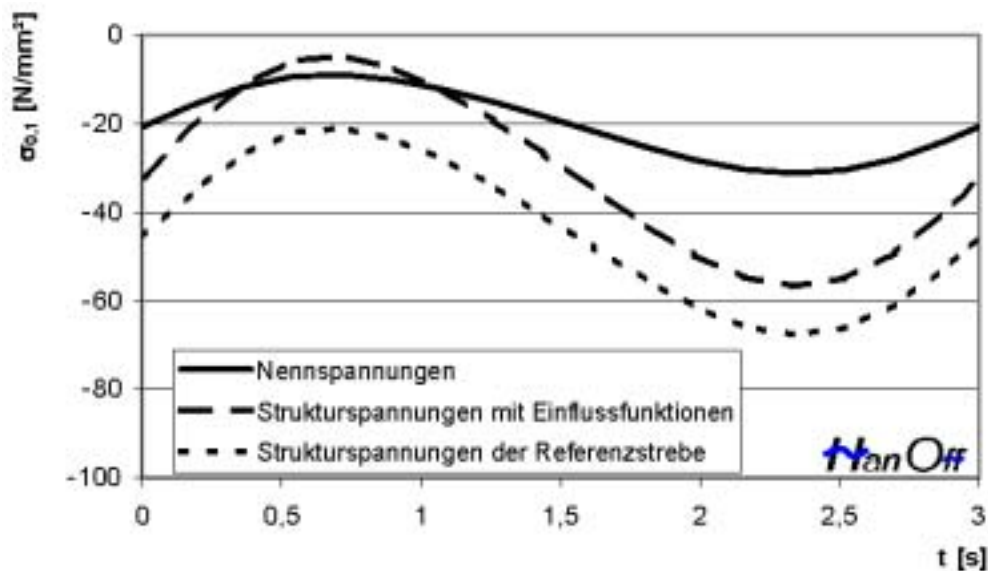


Abbildung 20: Nennspannungen und Strukturspannungen in der Gurtkrone im Anschlussbereich der Referenzstrebe mit und ohne Berücksichtigung des räumlichen Einflusses der übrigen Streben

#### 4.4 Ergebnisse zur Anwendung des Strukturspannungskonzepts für Offshore-WEA

Der Nachweis gegen Ermüdung von Rohrknottenverbindungen, wie sie z.B. bei Tripod-Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen eingesetzt werden, wird bei praktischen Bemessungsaufgaben häufig mit dem Strukturspannungskonzept durchgeführt. Um die für den Nachweis erforderlichen Spannungskonzentrationsfaktoren zu bestimmen, können analytische Formeln nach Lloyd's Register oder Efthymiou angewendet werden oder numerische Untersuchungen durchgeführt werden. In einer Parameterstudie wurden für ebene Rohrknotten die Ergebnisse von numerischen Berechnungen mit den analytisch ermittelten Werten verglichen. Es wurde festgestellt, dass in vielen Fällen mit numerischen Verfahren etwas günstigere Spannungskonzentrationsfaktoren ermittelt werden können. Damit bietet sich die Anwendung der analytischen Verfahren vor allem für Entwurfsrechnungen an. Bei Ausführungsplanungen kann mit den numerischen Verfahren gegebenenfalls eine höhere rechnerische Lebensdauer erreicht werden. Insbesondere sind bei Nachweisen von Rohrknotten unter realen Beanspruchungen die wechselnden Verhältnisse zu berücksichtigen, wie es von Efthymiou vorgeschlagen wurde. Dieses Vorgehen wurde parallel zur Bearbeitung des Forschungsprojektes in einem Programmsystem umgesetzt, mit dem Rohrknotten unter realen Beanspruchungsverhältnissen im Zeitbereich ausgewertet werden können.



## 5 Zusammenfassung

Im Rahmen der Bearbeitung des Forschungsprojektes GIGAWIND sind am Institut für Stahlbau Untersuchungen zu den Beanspruchungen und Beanspruchbarkeiten von Offshore-Tragstrukturen für Windenergieanlagen durchgeführt worden. In diesem Beitrag werden für den Bereich der Lebensdaueranalysen wesentliche Ergebnisse zusammengestellt. Weiterhin wird das Berechnungsprogramm *Han-Off* in seinen grundlegenden Eigenschaften beschrieben, das parallel zur Bearbeitung des Forschungsprojektes am Institut für Stahlbau entstanden ist. Mit dem Programm können die vorgestellten Berechnungsverfahren angewendet werden.

Im ersten Teil dieses Berichts werden wesentliche Berechnungskonzepte verglichen, dabei handelt es sich um das deterministische Konzept sowie die Berechnungen im Frequenz- und im Zeitbereich. Insbesondere wird die Sensibilität des deterministischen Konzeptes im Zusammenhang mit den dynamischen Eigenschaften der Struktur im Vergleich zu den Umgebungsbedingungen herausgestellt. Weiterhin wurde die Anwendbarkeit der Berechnungen im Frequenzbereich als vereinfachte dynamische Berechnung untersucht. Die Verfahren werden in Bezug auf ihre Anwendbarkeit für Entwurfs- bzw. Ausführungsplanungen bewertet.

Der zweite Teil nimmt Bezug zur Widerstandsseite komplexer Tragstrukturen wie etwa Tripod-Gründungen. Diese Strukturen erfordern besondere Überlegungen zur Durchführung der Lebensdaueranalyse in den Rohrknoten. Mit einem validierten FE-Modell werden für verschiedene Parameter Spannungskonzentrationsfaktoren ermittelt und mit Werten aus verschiedenen Richtlinien verglichen. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung, wobei mit der FE-Analyse oft geringere Werte ermittelt werden können. Daher wird für Entwurfsberechnungen empfohlen, mit den parametrisierten Werten zu rechnen, während bei Ausführungsplanungen eine numerische Ermittlung der Spannungskonzentrationsfaktoren zu einer größeren rechnerischen Lebensdauer führen kann.

## 6 Literatur

- [1] API Recommended Practice 2A-LRFD: Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Load and Resistance Factor Design. October 1993.
- [2] AWS American Welding Society: Structural Welding Code - Steel. Sixth Edition ANSI/AWS. January 1982.
- [3] Bishop, N.W.M.: Structural methods for estimating the integrity of structural components subjected to random loading. In: Carpinteri [Hrsg.]: Handbook of Fatigue Crack Propagation in Metallic Structures. Vol. 2, Amsterdam: Elsevier 1994, S. 1686-1720.
- [4] Christensen, T. et al.: FLEX5 for Offshore Environments. Proceedings of the European Wind Energy Conference, Copenhagen, Denmark, 2-6 July 2001, S. 608-611
- [5] Clormann, U.H.; Seeger, T.: Rainflow-HCM. Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage. Stahlbau 1986, Heft 3, S. 65-71.
- [6] Deutscher Stahlbau-Verband (Hrsg.): Stahlbau Handbuch, Band 1 Teil B, 3. Auflage. Köln: Stahlbau-Verlagsgesellschaft 1996.
- [7] Dirlik, T.: Application of computers in fatigue analysis. Diss. Univ. of Warwick 1985.
- [8] Dutta, D.: Structures with Hollow Sections. Berlin: Ernst & Sohn, 2002



- [9] Efthymiou, M.: Development of SCF Formulae and Generalised Influence Functions for use in Fatigue Analysis. Proceedings OT'88 "Recent Developments in Tubular Joints Technology". Eaglefield Green, Surrey, U.K., 1988.
- [10] Eurocode 3-1-9: Fatigue Strength of Steel Structures. February 2002.
- [11] Germanischer Lloyd [Hrsg.]: Regulations for the Certification of Offshore Wind Energy Conversion Systems. 1995.
- [12] Hapel, K.-H.: Festigkeitsanalyse dynamisch beanspruchter Offshore-Konstruktionen. Braunschweig: Vieweg 1990.
- [13] Hassan, G. [Hrsg.]: Bladed for Windows. Version 3.393 Theory Manual. 2001.
- [14] Hogben, N. et al.: Global Wave Statistics. Feltham Middlesex: British Maritime Technology 1985.
- [15] Kan, D.K.Y.; Petrauskas, C.: Hybrid Time-Frequency Domain Fatigue Analysis for Deepwater Platforms. OTC 3965 13<sup>th</sup> Annual OTC in Houston, Texas, 4.-7. Mai 1981, pp 127-143.
- [16] Kühn, M.: Dynamics and Design Optimisation of Offshore Wind Energy Conversion Systems. Diss TU Delft, 2001.
- [17] Lloyd's Register: Stress Concentration Factors for Simple Tubular Joints. OTH 354, 1997.
- [18] Matthies, H. G. et al.: Offshore – Eine Kombination der Lasten aus Wind und Wellen. EE 11 (2001) H. 3, S. 28-32.
- [19] Munaswamy, K., Bhuyan, G.S., Swamides, A.S.J.: Experimental and Analytical Studies on Fatigue of Stiffened and Unstiffened Tubular T-Joints. OTC 5308 (1986) S. 153-161.
- [20] Natke, H.G.: Einführung in Theorie und Praxis der Zeitreihen- und Modalanalyse. 3. überarb. Aufl., Braunschweig: Vieweg 1992.
- [21] N-004, Design of Steel Structures. NORSOK Standard December 1998.
- [22] Puthli, R.S.: Hohlprofilkonstruktionen aus Stahl. Düsseldorf: Werner 1988.
- [23] Radaj, D; Sonsino, C.M.: Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten. Düsseldorf: DVS-Verlag 2000.
- [24] Romeijn, A.: The Fatigue Behaviour of Multiplanar Tubular Joints. Delft: Heron 1994
- [25] Schaumann, P.; Böker, C.; Kleineidam, P.: Development and Evaluation of Different Fatigue Design Methods for OWECs under Wave Loading. EWEC 2003 – European Wind Energy Conference, Madrid, 16-19. June 2003.
- [26] Schaumann, P.; Kleineidam, P. Tragstruktur-Turm. In Zielke, W. [Hrsg.]: Jahresbericht 2003 zum Forschungsprojekt: Bau- und umwelttechnische Aspekte von Off-shore Windenergieanlagen, gefördert durch das BMWi, Förderkennzeichen 0329894A, 2004.
- [27] Schaumann, P.; Kleineidam, P.: Einflüsse auf die Ermüdung der Tragstruktur. 2. Symposium Offshore-Windenergie Bau- und umwelttechnische Aspekte, 9. September 2002, Hannover.
- [28] Schumacher, A.: Fatigue Behaviour of Welded Circular Hollow Section Joints in Bridges. Lausanne, Diss. 2003.
- [29] Tempel, J van der [Hrsg.]: Design methods for offshore wind turbines at exposed sites (owtes) : Robustness of design load calculations for offshore wind turbines owtes task 4.3. Delft: Duwind 2003.026.
- [30] Wheeler (1970): Method for Calculating Forces Produced by Irregular Waves. Journal of Petroleum Technology, Vol. 22 (1970), S. 359-367.
- [31] Wordsworth, A.C.: Aspects of the stress concentration factors at tubular joints. In: Noordhoek, C.; Back, J.de: Steel in Marine Structures. Amsterdam: Elsevier 1987. S. 349-361.



## Anhang: Parameterstudie Spannungskonzentrationsfaktoren

Knoten	Knotenparameter					SCF Gurtsattelpunkt		
	$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$\alpha$	$\theta$	ANSYS®	Efthymiou	Lloyd's Register
	[-]	[-]	[-]	[-]	[°]	[-]	[-]	[-]
T-1	0,8	12	1	8	90	7,8	10,4	8,1
T-2	0,8	24	1	8	90	20,0	18,6	16,7
T-3	0,8	32	1	8	90	26,4	22,6	21,5
T-4	0,5	12	1	8	90	10,8	13,2	11,0
T-5	0,5	24	1	8	90	22,7	23,9	22,8
T-6	0,5	32	1	8	90	25,3	29,3	29,6
T-7	0,2	12	1	8	90	7,4	9,6	6,8
T-8	0,2	24	1	8	90	17,9	18,3	14,8
T-9	0,2	32	1	8	90	22,8	23,5	20,2
T-10	0,8	12	0,5	8	90	3,2	4,9	4,1
T-11	0,8	24	0,5	8	90	7,3	8,7	8,4
T-12	0,8	32	0,5	8	90	9,0	10,5	10,7
T-13	0,5	12	0,5	8	90	5,3	6,2	5,5
T-14	0,5	24	0,5	8	90	9,3	11,2	11,4
T-15	0,5	32	0,5	8	90	11,2	13,7	14,8
T-16	0,2	12	0,5	8	90	4,3	4,5	3,4
T-17	0,2	24	0,5	8	90	7,7	8,6	7,4
T-18	0,2	32	0,5	8	90	9,3	11,0	10,1
T-19	0,8	12	0,25	8	90	1,0	2,3	2,0
T-20	0,8	24	0,25	8	90	2,1	4,1	4,2
T-21	0,8	32	0,25	8	90	2,6	4,9	5,4
T-22	0,5	12	0,25	8	90	2,2	2,9	2,7
T-23	0,5	24	0,25	8	90	4,0	5,2	5,7
T-24	0,5	32	0,25	8	90	4,8	6,4	7,4
T-25	0,2	12	0,25	8	90	2,0	2,1	1,7
T-26	0,2	24	0,25	8	90	3,4	4,0	3,7
T-27	0,2	32	0,25	8	90	4,2	5,1	5,0
Y-1	0,25	32	0,4	12	45	4,6	6,0	5,2
Y-2	0,25	38	0,5	12	45	6,8	9,1	8,0
Y-3	0,25	44	0,6	12	45	9,5	12,9	11,4
Y-4	0,25	50	0,7	12	45	12,4	17,4	15,5

Spannungskonzentrationsfaktoren für T- bzw. Y-Knoten am Gurtsattelpunkt unter axialer Beanspruchung bei Variation der Knotenparameter, Ergebnisse aus numerischen Untersuchungen mit ANSYS® sowie analytischen Formeln nach Efthymiou [9] und Lloyd's Register [17].