

Experimentelle und numerische Untersuchungen von Knotenverbindungen für Tripods von Offshore-Windenergieanlagen

Peter Schaumann, Christian Keindorf, Frank Tomasch

In dem vorliegenden Beitrag wird über Ergebnisse von experimentellen und numerischen Untersuchungen von Knotenverbindungen eines Tripods für Offshore-Windenergieanlagen berichtet. Unter Annahme eines Referenzstandortes in der Ostsee (Kriegers Flak I) und einer Anlagengröße von 2 MW werden dazu repräsentative Berechnungen mit Hilfe von numerischen Modellen vorgestellt. Neben geschweißten Rohrknotenverbindungen werden auch Konstruktionsvarianten in Stahlguss analysiert und für die statischen und dynamischen Beanspruchungen dimensioniert. Im experimentellen Teil wird über die Durchführung und Auswertung von Ermüdungstests an Y-Knoten mit und ohne Schweißnahtnachbehandlung berichtet. Dabei wird die Steigerung der Ermüdungsfestigkeit durch eine Nahtnachbehandlung mittels Ultrasonic Impact Treatment (UIT) bewertet. Die Versuchsergebnisse werden im Anschluss bei einer Neubewertung der Tripodknoten berücksichtigt.

Experimental and numerical investigations for tripod joints of offshore-structures

This paper summarises fatigue tests on Y-joints to estimate the influence of a post weld treatment method called Ultrasonic Impact Treatment (UIT). With this method the fatigue resistance could be increased significantly. Furthermore tubular joints of tripods are analysed with numerical simulations to judge these welded joints with the hot-spot-concept. The stress concentration factor for the treated weld toe geometry was determined numerically using submodel analysis. Finally a comparison between welded and cast iron joints is carried out for the fatigue limit state under consideration of experimental results.

1. Einleitung

In Kooperation mit der Warnow Design GmbH, Rostock wurden experimentelle und numerische Untersuchungen von Knotenverbindungen für ein Tripod einer Offshore-Windenergieanlage (OWEA) durchgeführt. Den Berechnungen liegt als Referenzstandort der Windpark „Kriegers Flak I“ in der Ostsee zu Grunde (s. Abb. 1 und 2). In der ersten Entwurfsphase war eine Anlagengröße von 2 MW geplant, mit der auch die Berechnungen durchgeführt wurden. Mittlerweile sind Leistungsklassen von 3,6-5,0 MW vorgesehen. Die installierte Gesamtleistung soll ca. 330 MW betragen. Der Ausbau des Windparks soll in zwei Ausbaustufen erfolgen, wobei in der ersten Stufe die Errichtung von 51 WEA mit einer Nennleistung von 3,6 MW vorgesehen ist. In der zweiten Ausbaustufe sollen 29 WEA mit 5 MW Nennleistung errichtet werden. Die Bemessungen für Turm und Gründungsstruktur basieren hauptsächlich auf der Richtlinie vom Germanischen Lloyd [1], den NORSOK-Standards [2], [3] sowie der

DIN 18800 [4]. Die Beanspruchungskollektive der Ermüdungslasten entsprechen einem angenommen Zeitraum von 20 Jahren. Die Wassertiefe wurde mit 25 m angenommen.

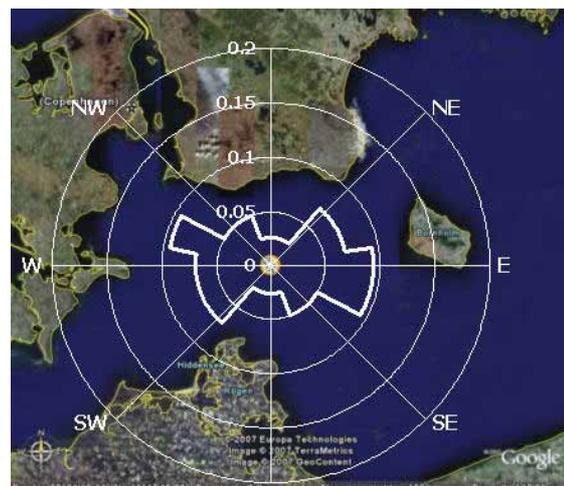


Bild 1. Ostseestandort „Kriegers Flak I“ mit überlagerter Wellenverteilung [Google Earth]

Fig. 1. Position of “Kriegers Flak” in Baltic Sea with wave diagram

Bei den Berechnungen der Strukturen kam das Finite-Element Programm ANSYS®

zum Einsatz. Dabei wurde das globale Systemtragverhalten der OWEA nach dem deterministischen Konzept mittels der am Institut für Stahlbau entwickelten Berechnungsumgebung *HanOff* [5] untersucht und ausgewertet. Das lokale Systemtragverhalten einer Knotenverbindung (Submodell) sowie die Berechnung der Spannungskonzentrationsfaktoren (SCF) wurden mit dem FE-Tool FALCOS durchgeführt, welches ebenfalls am Institut für Stahlbau für beliebige Offshore-Rohrknoten entwickelt wurde.

Infolge der großen Blechdicken für Zentralrohr und Diagonalen des Tripods ist ein reduzierter Ermüdungswiderstand im Nachweis anzusetzen, weshalb dieser oftmals maßgebend für die Dimensionierung der Gründungsstruktur wird. Mit Hilfe von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren kann jedoch die Ermüdungsfestigkeit der Rohrknoten gesteigert werden. Besonders wirkungsvoll scheint die UIT-Methode zu sein, wobei nicht nur die Nahtgeometrie verbessert, sondern auch eine Kaltverfestigung an der Oberfläche und Druckeigenstressungen erzeugt werden. Inwieweit sich diese Effekte der Schweißnahtnachbehandlung auf die Lebensdauer auswirken, wurde im Rahmen von Zeitfestigkeitsversuchen an Y-Knoten untersucht. Das Ziel der Versuchsserien war, den Einfluss der großen Blechdicken und der UIT-Behandlung auf die Ermüdungsfestigkeit qualitativ zu bewerten. Die Versuchsergebnisse wurden anschließend im numerischen Teil bei einer Neubewertung bzw. Blechdickenoptimierung der Tripodknoten berücksichtigt. In diesem Zusammenhang fand auch mittels numerischer Simulationen ein Vergleich zwischen geschweißten Rohrknoten und Gussknoten statt.

2. Experimentelle Untersuchungen

2.1 Versuchsplanung

Aufgrund der großen Dimensionen und hohen einwirkenden Kräfte können keine Ermüdungsversuche an originalgetreuen Tripodknoten durchgeführt werden. Deshalb wurde in Anlehnung an den oberen Tri-

podknoten ein ebenes Ausschnittsmodell in Form eines Y-Knotens gewählt, das einen Diagonalenanschluss darstellen soll (s. Abb. 2). Allerdings mit der Bedingung, dass solche Blechdicken getestet werden, wie sie auch bei Tripods zum Einsatz kommen. Deshalb wurden für den Gurt $t_G = 90$ mm und für die Strebe $t_S = 40$ mm festgelegt. Die experimentellen Untersuchungen umfassten zwei Versuchsserien an den Y-Knoten, sechs mit und sechs ohne Anwendung der Schweißnahtnachbehandlung mittels Ultrasonic Impact Treatment (UIT). Wegen der beschränkten Anzahl von Versuchen war von vorne herein klar, dass mit den Versuchsergebnissen keine statistisch abgesicherten, sondern nur tendenzielle Aussagen getroffen werden konnten. Im Folgenden werden wesentliche Aspekte zu den Prüfkörpern, dem Versuchsaufbau und der Auswertung der Tests erläutert.

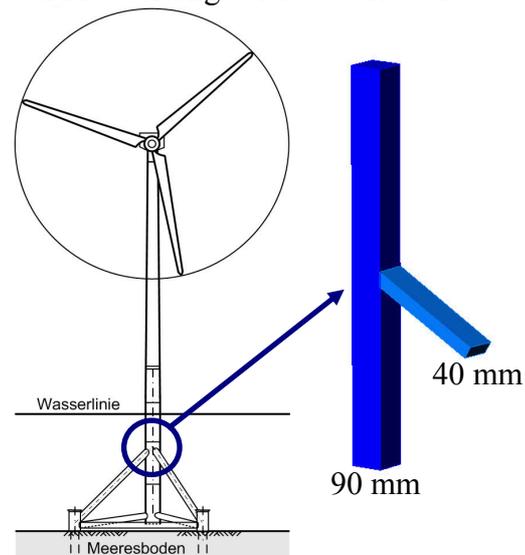


Bild 2. Ausschnittsmodell vom oberen Tripodknoten als Y-Knoten

Fig. 2. Offshore wind energy converter with tripod as support structure

2.2 Prüfkörper

Die Prüfkörper waren Y-Knoten, bei denen die Strebe (S) in einem Winkel von $\theta = 60^\circ$ an den Gurt (G) mittels einer HV-Naht in 6 bis 8 Lagen angeschweißt wurde (s. Abb. 3). Die Werkstoffkennwerte der Versuchskörper wurden dem Abnahmeprüfprotokoll für das verwendete Grobblech entnommen. Es handelte sich hierbei um einen S 355 J2G3 mit

nem oder mehreren gehärteten Bolzen am Schweißnahtübergang. Hierbei werden neben einer Verfestigung der Oberfläche Druckeigenstressungen im oberflächennahen Bereich induziert sowie die Kerbwirkung des Schweißnahtfußpunktes verbessert [9].

Bei 6 von 12 Versuchskörpern wurden die Schweißnahtübergänge mit dem UIT-Gerät der Firma Esonix-UIT® nachbehandelt. Dabei wurden mechanische Impulse mit einer Frequenz von 200 Hz auf die Werkstoffoberfläche des Schweißnahtübergangs durch Hartmetallstifte übertragen, überlagert von einer Ultraschallfrequenz mit 27 kHz. Bei der Anwendung wurde der Bearbeitungskopf mit leichtem Druck und einer Geschwindigkeit mit bis zu 1,5 m/min in Nahtrichtung am Schweißnahtübergang entlang geführt. Die Anzahl der Bearbeitungsgänge wurde nach subjektivem Ermessen des Anwenders festgelegt und orientierte sich an einer visuellen Kontrolle des Schweißnahtfußpunktes, bis sich dort, wie auch in [6] beschrieben, ein gewisser metallischer Glanz einstellte. Die Proben wurden sowohl am vorderen Nahtübergangsbereich als auch im Wurzelbereich der gegengeschweißten Lage behandelt.



Bild 5. Schweißnahtnachbehandlung mit der UIT-Methode

Fig. 5. Post weld treatment with UIT

2.5 Auswertung der Ermüdungstests

Bei den Versuchen mit UIT konnte eine deutliche Verbesserung der Lebensdauer bestätigt werden (s. Tabelle 2). Im Vergleich zur unbehandelten Probe lag der Grenzwert mit $\Delta\sigma_C = 204,5 \text{ N/mm}^2$ mehr als doppelt so hoch. Auch die Neigung der Zeitfestigkeitskurve für UIT-Proben ist mit $m = 7,63$ deutlich flacher (unbehandelt $m = 3,47$), was bei gleichem Lashorizont zu einer weiteren Erhöhung der Lebensdauer führt (s. Abb. 6).

Versuchs- serie	Test Nr.	$\Delta\sigma_n$	R	N
		[N/mm ²]	[-]	[·10 ⁶]
1 (ohne UIT)	Y 1	28,8	0,13	0,12
	Y 2	25,6	0,08	0,15
	Y 3	15,0	0,15	1,10
	Y 4	19,8	0,13	0,24
	Y 5	10,2	0,16	3,39
	Y 6	16,4	0,13	0,45
2 (mit UIT)	Y 7	27,1	0,15	0,82
	Y 8	22,7	0,12	3,75
	Y 9	34,5	0,12	0,16
	Y 10	26,1	0,11	0,75
	Y 11	32,0	0,10	0,18
	Y 12	28,5	0,10	0,51

Tabelle 2. Ergebnisse der Ermüdungstests

Table 2. Results of fatigue testing

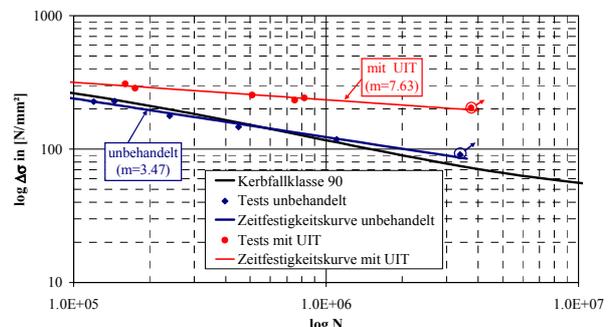


Bild 6. Vergleich der Zeitfestigkeitskurven mit und ohne UIT

Fig. 6. Comparison of S-N curves (as welded and UIT)

Für die statistische Auswertung der beiden Testserien liegt jeweils ein Stichprobenumfang von sechs Versuchskörpern vor. Auf Basis der Zeitfestigkeitskurven mit 95 % Versagenswahrscheinlichkeit werden folgende statistische Aussagen getroffen, die in Tabelle 3 zusammengefasst sind.

Testserie	$\Delta\sigma_C$	m	N_R bei $\Delta\sigma = 100$
	[N/mm ²]	[-]	[$\cdot 10^6$ LW]
ohne UIT	95,5	3,47	1,7
mit UIT	204,5	7,63	475,1

Tabelle 3. Parameter der Zeitfestigkeitskurven

Table 3. Parameters of S-N curves

Eine Einstufung der Prüfkörper ohne Schweißnahtnachbehandlung hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit würde die Kerbfallklasse 90 ergeben. Dieses Ergebnis ist übereinstimmend mit der Klassifizierung für geschweißte Rohrknötverbindungen nach der GL-Richtlinie [1] auf Basis des Strukturspannungskonzeptes. Anzumerken ist, dass bei den Versuchskörpern ein zusätzlicher Randeinfluss vorliegt, wodurch es zu Ermüdungsrissen kommen kann, die vom Rand ausgehend beginnen. Speziell diese Randstörung ist bei den Rohrknötverbindungen nicht vorhanden, womit die Versuchsergebnisse von den Ausschnittsmodellen nicht direkt übertragbar sind und lediglich als untere Schranke für geschweißte Rohrknöt dienen. Des Weiteren wird die Gültigkeit des Blechdickeneffekts auch für eine relativ große Gurtblechdicke mit $t_G = 90$ mm und einem Verhältnis von $\tau = t_S/t_G = 0,44$ bestätigt, da der Blechdickenfaktor implizit nach Gl. 1 bei der statistischen Auswertung berücksichtigt wurde. Der Wert $\Delta\sigma_C$ für die Testserie mit UIT würde auch über der höchsten Kerbfallkategorie liegen, die mit 160 für das Grundmaterial angegeben wird. Das bedeutet in diesem Fall, dass ein Ermüdungsriss auch zuerst im Grundmaterial auftreten könnte. Von der Firma Esonix-UIT[®] wurde bestätigt, dass dies bei anderen Tests teilweise beobachtet wurde (u.a. in [9]). Im Rahmen der vorliegenden Testserie sind jedoch alle Proben am Schweißnahtübergang gerissen, weil in Abhängigkeit von der Geometrie und Belastung die Spannungsschwingbreiten im Grundmaterial deutlich geringer waren als in der Stumpnaht. In Bezug auf Rohrknötverbindungen können größere Steigerungsraten der Ermüdungsfestigkeit erzielt

werden, da dort weniger Randstörungen vorliegen. Andererseits könnten Schweißeigenstressungen auch zu geringeren Steigerungsraten führen, als die in den Versuchen mit Y-Knoten ermittelten.

Nach Tabelle 3 ergibt sich für eine Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 100$ N/mm² eine ertragbare Lastspielzahl von 475 Mio. LW. Im Vergleich zur unbehandelten Probe mit 1,7 Mio. LW ergäbe das eine deutliche Steigerung der Lebensdauer. Für zukünftige Offshore-Projekte ist zu klären, ob bei den Rohrknötverbindungen eine Schweißnahtnachbehandlung im Wurzelbereich technisch realisiert werden kann. Ansonsten könnten dort ebenfalls ermüdungskritische Zonen auftreten, wie es bei den durchgeführten Versuchen festgestellt wurde. Setzt man eine fachgerechte Ausführung der Schweißnähte mit Gegenlage im Wurzelbereich voraus, so wäre mit UIT eine deutliche Steigerung der Ermüdungsfestigkeit und somit eine Neubewertung der Knötverbindungen im Grenzzustand der Ermüdung möglich. Allerdings fehlen speziell für diesen getesteten Y-Knoten noch belastbare Ergebnisse im Übergangsbereich der Dauerfestigkeit, um eine Kerbfallklasse festlegen zu können.

2.6 Numerische Simulation

Zum Vergleich der Spannungskonzentrationsfaktoren wurden numerische Simulationen mit den Y-Knoten durchgeführt. Weiterhin diente das 3D-Modell dazu, den Einfluss durch die unterschiedlich ausgebildeten Schweißnahtgeometrien zu bewerten. Die Verifizierung des FE-Modells erfolgte anhand von Kraft-Verformungskurven bei einem statischen Test. In Abb. 7 sind im linken Bereich ein Prüfkörper mit einem Ermüdungsriss am Schweißnahtfußpunkt und rechts das numerische Modell zur Ermittlung der Spannungskonzentrationen an den Schweißnahtübergängen dargestellt.

Da alle Dehnungsmessungen für das Lastniveau von $F_{Prüf} = 100$ kN noch im elastischen Bereich lagen, konnte ein Vergleich der SCF auf Grundlage der Strukturdehnungen stattfinden.

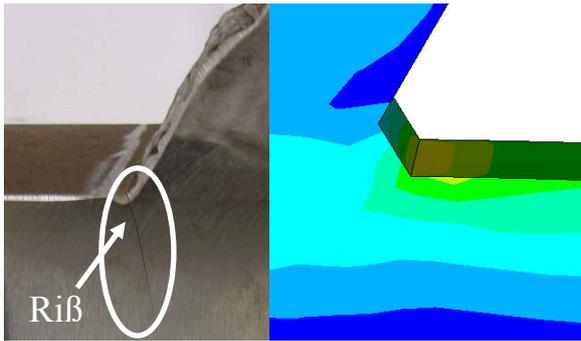


Bild 7. Prüfkörper mit Ermüdungsrissschweißnahtfußpunkt und num. Modell

Fig. 7. Test specimen with fatigue crack at the weld toe and num. model

In Tabelle 4 sind für die beiden maßgebenden Orte am Gurtblech die gemessenen und numerisch ermittelten Dehnungswerte für die üblichen Extrapolationspunkte von 1,0-t und 0,4-t eingetragen. Mit Kenntnis der vorgegebenen Nenndehnung an der Strebe bei 100 kN wurden anschließend die SCF in Abhängigkeit von den Strukturdehnungen berechnet. Unter Berücksichtigung der Messgenauigkeit wurden sowohl für den Schweißnahtfuß als auch für die Wurzel sehr gute Übereinstimmungen erzielt. Durch diesen Vergleich wird nicht nur die Genauigkeit des FE-Modells bestätigt, sondern auch die in der statistischen Auswertung verwendeten SCF behalten ihre Gültigkeit, so dass die $\Delta\sigma_C$ -Werte von Tabelle 3 nicht nachträglich angepasst werden müssen.

Ort	Variante	$\epsilon_s(0,4\text{ t})$ [$\mu\text{m/m}$]	$\epsilon_s(1,0\text{ t})$ [$\mu\text{m/m}$]	SCF [-]
Gurt vorn (toe)	Experiment	725	632	6,61
	FEM	707	614	6,46
Gurt hinten (root)	Experiment	598	509	5,53
	FEM	609	524	5,59

Tabelle 4. Vergleich zwischen numerisch ermittelten und gemessenen SCF am Gurt

Table 4. Comparison of strains and SCF's at the chord

3. Numerische Untersuchungen zu Tripodknoten

3.1 Allgemeines

Als Ausgangsbasis für die Strukturberechnungen dienen Vorbemessungen zum geplanten Windpark „Kriegers Flak I“ in der Ostsee. Die oberen Diagonalen des Tripods haben einen Außendurchmesser von $D_{S,o} = 2,0\text{ m}$ und zweigen vom Zentralrohr ($D_G = 4,0\text{ m}$) unter einem Winkel von $\theta_o = 45^\circ$ ab. Die unteren Diagonalen mit $D_{S,u} = 1,6\text{ m}$ besitzen einen Winkel von $\theta_u = 80^\circ$ zum Zentralrohr (s. Abb. 8). Die Wanddicken der Diagonalen t_s und des Zentralrohres t_G sind im Bereich der Rohrknöten erhöht, um geringere Spannungskonzentrationen zu erhalten.

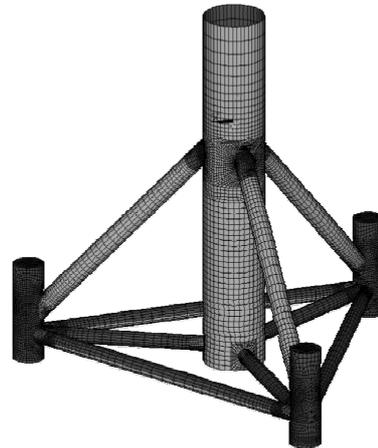


Bild 8. FE-Modell eines Tripods

Fig. 8. FE-model of tripod

Im Rahmen der numerischen Untersuchungen wurden die Strukturberechnungen für die Rohrknöten des Tripods mit dem Programmsystem ANSYS durchgeführt. Für die Nachweise im Grenzzustand der Ermüdung wurde das FE-Modell der OWEA mit Hilfe von „HanOff“ inklusive der Tripod-Gründung und der Bodenpfähle als Balkenmodell erstellt, um das globale Systemtragverhalten erfassen zu können. Als Ergebnis der Modalanalyse wurde für die gesamte OWEA inklusive Gründungsstruktur die 1. Eigenfrequenz zu 0,34 Hz ermittelt. Da die globalen Schnittgrößen infolge Wind und Wellen nach dem deterministischen Konzept berechnet wurden, war zusätzlich eine Frequenzganganalyse erforderlich, um die dy-

namischen Überhöhungsfaktoren α_{dyn} für die Wellenklassen zu bestimmen.

Wellenklasse	Höhe	Periode	α_{dyn}
	H in [m]	T in [s]	[-]
1	0,10	1,0	1,00
2	0,39	2,0	1,00
3	0,44	2,2	1,31
4	0,48	2,4	2,08
5	0,53	2,6	3,80
6	0,59	2,8	7,40
7	0,64	3,0	8,81
8	0,70	3,2	5,34
9	0,81	3,5	3,65
10	1,01	4,0	2,12
11	1,59	5,0	1,51
12	2,38	6,0	1,31
13	3,34	7,0	1,21
14	4,34	8,0	1,15
15	5,19	9,0	1,12
16	5,61	10,0	1,09

Tabelle 5. Wellenklassen mit dynamischen Überhöhungsfaktoren

Table 5. Wave classes with dynamic amplifier

Im Bereich der ersten Eigenfrequenz der OWEA ergeben sich deutliche Überhöhungen. Dadurch tritt im Resonanzbereich eine größere dynamische Strukturreaktion. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Seeangszustände für die Ostsee im Mittel über kleinere mittlere Perioden verfügen. Aus dem Verlauf der Spannungsspektren ergeben sich für den Standort „Kriegers Flak I“ in der Ostsee gegenüber der Nordsee vergleichsweise große Schädigungswerte, die infolge in Abhängigkeit von der Steigung der Wöhlerlinie überproportional bei der linearen Schadensakkumulation auswirken. Für die Windbeanspruchung ist die dynamische Überhöhung bereits in den Turmkopflasten berücksichtigt.

Nach Ermittlung der globalen Strukturantwort wurden die zu untersuchenden Rohrknotenverbindungen mit Hilfe von Submodellen erstellt. Dazu wurde das institutseigene FE-Tool „FALCOS“ verwendet. Mit Hilfe dieses Tools wurden die Tripodknoten als Substruktur unter Berücksichtigung der Randbedingungen für die Lagerung und Belastung in ANSYS generiert. Als Ergebnis

lagen anschließend die Spannungskonzentrationsfaktoren (SCF) für die Einheitslastfälle „Normal Force“ (N), „Moment in Plane Bending“ (MIPB) und „Moment out of Plane Bending“ (MOPB) am Gurt des Zentralrohres und an allen angeschlossenen Diagonalen vor. Die maximalen Spannungskonzentrationen befanden sich nicht grundsätzlich an den Kronen- und Sattelpunkten von Streben- und Zentralrohr, sondern teilweise auch zwischen Kronen- und Sattelpunkt. Deshalb war eine Pfadauswertung der Strukturspannungen senkrecht zur mitmodellierten Schweißnaht entlang der Verschneidungslinie zwischen Strebe und Zentralrohr erforderlich. Die SCF-Werte von FALCOS und die Stabendschnittgrößen von HanOff dienten dann als Eingangswerte für die Lebensdaueranalyse bzw. Schädigungsbewertung nach Palmgren-Miner.

Der Ermüdungsnachweis für die Interaktion zwischen Wind- und Wellenbeanspruchung wurde anschließend für mehrere Tripodpositionen zwischen 0° und 180° durchgeführt, um die maximalen Schädigungswerte von der maßgebenden Beanspruchungsrichtung zu erhalten.

3.2 Tripodknoten aus Baustahl

Das Ziel der Berechnungen war die Optimierung der Blechdicken des oberen und unteren Tripodknotens auf Grundlage dieses FE-basierten Ermüdungskonzeptes. Während der Optimierungsphase wurde schwerpunktmäßig eine Reduzierung der Gurtblechdicken angestrebt, weil dadurch das Tripodgewicht minimiert sowie die Herstellbarkeit und Schweißbarkeit verbessert werden kann. In Tabelle 6 sind die optimierten Blechdicken für Gurt und Strebe im Bereich des oberen und unteren Tripodknoten angegeben.

Tripod	oberer Tripodknoten	unterer Tripodknoten
	$t_{\text{Gurt}} / t_{\text{Strebe}}$ in [mm]	$t_{\text{Gurt}} / t_{\text{Strebe}}$ in [mm]
Stahl	200 / 100	120 / 50

Tabelle 6. Blechdicken im Bereich der Rohrknoten des Tripods

Table 6. Plate-thicknesses for welded joints of tripod

Die großen Blechdicken ergaben sich dadurch weil im Rahmen der Entwurfsphase zunächst ein konischer Anschluss nicht betrachtet wurde und zudem die Strebendurchmesser beibehalten wurde. Für die Blechdicken nach Tabelle 6 wäre ein hoher Schweißaufwand erforderlich. Deshalb wurde alternativ zu einem Tripod mit konischen Anschlüssen ein Tripodknoten aus Guss untersucht, um durch Variation der Ausrundungsradien im Übergangsbereich die Spannungskonzentrationen zu minimieren und damit geringere Blechdicken zu erzielen.

3.3 Tripodknoten aus Guss

In Ergänzung zu den geschweißten Rohrknotenverbindungen wurden Gussknoten numerisch untersucht. Um einen direkten Vergleich hinsichtlich der Blechdickenoptimierung zu ermöglichen, wurden die Durchmesser der Rohre unverändert gegenüber der Stahlvariante angenommen. Infolge der Ausrundungsflächen im Übergangsbereich traten im Gegensatz zur Stahlvariante die größten Spannungskonzentrationen nicht unbedingt am Fußpunkt bzw. Ausrundungsbeginn auf. Deshalb wurden für die Auswertung der Strukturspannungen nicht die Verschneidungslinien als Spannungspfade, sondern die Flächen vom Ausrundungsbereich gewählt. Damit wurde sichergestellt, dass die maximalen Spannungen erfasst werden. In Abb. 9 ist ein Ausschnitt vom unteren Gussknoten zu sehen, bei dem die Ausrundungsflächen farblich gekennzeichnet sind. Da der innere Bereich ebenfalls ausgerundet wurde, erfolgte auch dort mit Ringpfaden eine Auswertung der Strukturspannungen.

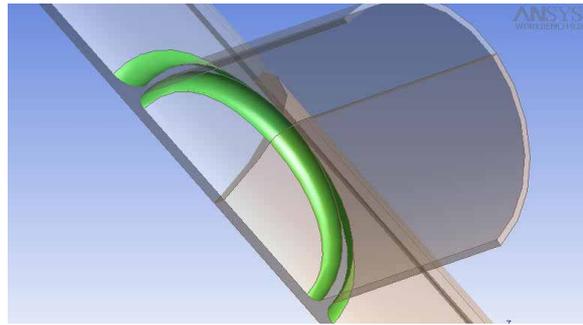


Bild 9. Ausschnitt vom unteren Gussknoten mit variablen Ausrundungsflächen
Fig. 9. Geometry of cast iron joint

Es wurden die Materialkennwerte eines normalgeglühten Stahlgusses der Sorte GS-20 Mn 5 verwendet, weil die Nennblechdicken der Gussknoten kleiner als 160 mm sind. Für den Fall, dass eine gute Schweißbarkeit bei größeren Wanddicken verlangt wird, kann der Feinkornstahlguss der Sorte GS-8 MnMo7-4 eingesetzt werden. Dieser unterscheidet sich weder in der chemischen Zusammensetzung noch in den mechanischen Eigenschaften – insbesondere im Tieftemperaturbereich – vom gewalzten oder geschmiedeten Feinkornbaustahl gleicher Güte. Neben der guten Schweißbarkeit bei großen Blechdicken bis zu 300 mm zeichnet er sich auch durch hohe Ermüdungs- und Verschleißbeständigkeit aus. Die Berechnungen für die Gussknoten ergaben gegenüber der Stahlvariante deutlich geringere Blechdicken sowohl für Gurt als auch für Strebe. Die optimierten Blechdicken sind zum Vergleich mit den Blechdicken für Baustahl in Tabelle 7 enthalten. Allerdings beziehen sich diese Werte nur auf die Knotenbereiche, die eine Blechverstärkung erforderten, sodass die Einsparungen beim Gesamtgewicht des Tripods eher mäßig sind. Im Vergleich zur Stahlvariante konnte mit der Gussvariante das Gesamtgewicht des Tripods um etwa 20% reduziert werden. Allerdings stehen den Kosteneinsparungen durch das reduzierte Tripodgewicht die zusätzlichen Kosten für die Gussformen gegenüber, sodass eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung darüber entscheiden muss, ob die Stahl- oder Gussvariante zu bevorzugen ist.

3.4 Tripodknoten aus Baustahl mit UIT

Auf Grundlage der in Kap. 2 beschriebenen Versuchsergebnisse wurde eine Neubewertung der Tripodknoten im Grenzzustand der Ermüdung vorgenommen. Dabei wurden die in den Versuchen erzielten Ermüdungsfestigkeiten mit und ohne Schweißnahtnachbehandlung in Bezug auf die Lebensdauer bzw. Schädigung bewertet. Da bis ca. $N_C = 2 \cdot 10^6$ getestet wurde, wurden die dazugehörigen Ermüdungsfestigkeiten als äquivalente Spannungsschwingbreite definiert. Die Neigung der Wöhlerlinie der ersten Testserie (ohne UIT) mit $m = 3,47$ wurde vereinfachend nach GL-Richtlinie [1] mit $m = 3$ im Zeitfestigkeitsbereich und $m = 5$ im Übergangsbereich angesetzt. Weiterhin wurde die Kerbfallklasse 100 für Rohrknotenverbindungen verwendet und nicht die mit den Versuchen erzielte Kerbfallklasse 90. Von der zweiten Testserie (mit UIT) wurden die Parameter ebenfalls gerundet und auf der sicheren Seite liegend angenommen ($m = 7$ und Kerbfallklasse mit $\Delta\sigma_C = 200$). Das ergab eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von etwa 100 % bezogen auf die Spannungsamplitude bei $N_C = 2 \cdot 10^6$. Vergleichbare Steigerungsraten sind zum Beispiel in [9] veröffentlicht. Im Rahmen der Versuche von [9] wurden an Querstreifen (S355 und S460) Ermüdungsversuche mit und ohne UIT durchgeführt. Die Dauerfestigkeiten lagen dort bei Anwendung des UIT-Verfahrens um ca. 150 % über den theoretischen Werten der im Schweißzustand belassenen Prüfkörper.

Augrund der unterschiedlichen Neigungen der Zeitfestigkeitskurven wäre die Erhöhung der Lebensdauer infolge UIT-Behandlung nicht konstant über alle Lasthorizonte. Während bei einer Strukturspannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_S = 100$ die Lebensdauer mit UIT-Behandlung 128-fach größer wäre, ergäbe sich bei einem sehr hohen Wert von $\Delta\sigma_S = 200$ immerhin noch eine Steigerung um den Faktor 8 in der Lebensdauer. Diese hohen Strukturspannungsschwingbreiten treten jedoch beim Tripodknoten nur in geringer Anzahl auf. Würden im Extremfall trotzdem alle Lastkollektive mit einem Einstufenkollektiv von $\Delta\sigma_S = 200$ angenom-

men, was natürlich unrealistisch ist, ergäbe das bereits eine Steigerung der üblichen Lebensdauer der OWEA-Tragstrukturen von 20 auf 160 Jahre. Die punktuelle Erhöhung der Lebensdauer einzelner Details – hier Tripod – ist jedoch nicht zielführend, da die WEA insgesamt auf etwa 20 Jahre Lebensdauer auszulegen ist. Dies betrifft die maschinenbaulichen Komponenten gleichermaßen wie die Tragstruktur, den Korrosionsschutz und vieles mehr. In Anbetracht dieser Aspekte sollte deshalb die gesteigerte Ermüdungsfestigkeit infolge Nahtnachbehandlung besser für eine Reduzierung der Blechdicken bzw. des Tripodgewichtes genutzt werden, was als technisch und wirtschaftlich sinnvoll anzusehen ist.

Im Folgenden werden die Blechdicken ausgehend von der Stahlvariante soweit reduziert, bis sich eine vergleichbare Schädigung unter Berücksichtigung einer UIT-Behandlung einstellt. In Abb. 10 sind die fiktiven Schädigungswerte am oberen Tripodknoten für die Stahlvariante mit und ohne Schweißnahtertüchtigung infolge UIT gegenübergestellt.

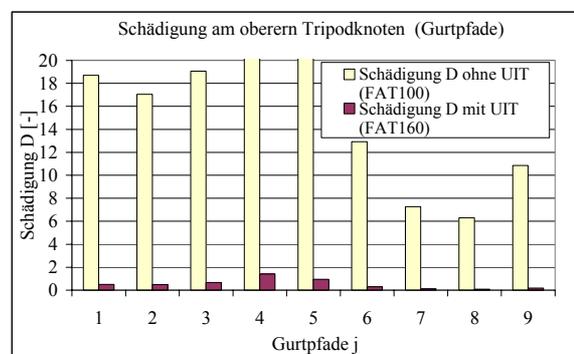


Bild 10. Vergleich der Schädigungen mit und ohne UIT bei der Stahlvariante mit gleichen Blechdicken

Fig. 10. Comparison of Damage for as welded and UIT conditions for the same plate thicknesses of tripod

Während bei der Stahlvariante ohne UIT-Behandlung Schädigungswerte bis zu $D = 27$ vorliegen, sinken die Werte für die neubewertete Variante mit UIT und gleicher Blechdicke rapide ab. Bei Ansatz der höchsten Kerbfallklasse 160 nach [1], die für das unverschweißte Grundmaterial angenommen werden darf, würden sich lediglich

Schädigungen bis $D = 1,4$ einstellen. Anzu-merken ist, dass es sich hierbei nicht um Ermüdungsfestigkeitskurven nach dem Nennspannungskonzept handelt, sondern um angenommene Zeitfestigkeitskurven auf der Grundlage der Versuchsergebnisse, die in der Berechnung mit dem Strukturspannungskonzept berücksichtigt werden. Bislang existieren in Deutschland keine normativen Regelungen im Stahlbau, die die Steigerungsraten infolge UIT durch eine erhöhte Kerbfallklasse berücksichtigen. Deshalb ist die Annahme der Kerbfallklasse von 160 im Rahmen dieser Studie nur als fiktiver Anhaltswert anzusehen. Die Schädigungsbe-rechnungen zeigen jedoch deutlich die über-proportionalen Auswirkungen auf den Schä-digungsnachweis. Als Ursache für die signi-fikante Erhöhung der Lebensdauer bzw. Reduzierung der Schädigung ist nicht nur die Verdoppelung der Ermüdungsfestigkeit, sondern auch das „Abflachen“ der Zeitfestigkeitskurve für UIT zu nennen. Insbeson-dere bei kleinen Spannungsschwingbreiten ist dadurch ein viel größerer Gewinn an Le-bensdauer erzielbar. Zum Überblick sind in Tabelle 7 die Parameter der angenommenen Kerbfallklassen zusammen mit einem Ver-gleich der maximalen Schädigungen gegen-übergestellt. Es wird nochmals darauf hin-gewiesen, dass es sich hierbei um fiktive Schädigungsrechnungen handelt, die ledig-lich anhand eines Zahlenbeispiels verdeutli-chen sollen, wie sich Maßnahmen zur Schweißnahtertüchtigung auf die Lebens-dauer auswirken können.

Kerbfall	m_1 [-]	m_2 [-]	Max D
100 unbehandelt	3	5	27,2
160 mit UIT	7	7	1,4

Tabelle 7. Kerbfallklassen und maximale Schädigungen

Table 7. FAT classes and maximum damage values

Die Kerbfallklasse 160 wurde untersucht, weil die UIT-Behandlung in manchen Ver-suchsprogrammen (z.B. [9]) dazu geführt

hat, dass die Brüche nicht in der Schweiß-naht sondern im Grundmaterial auftraten. Dies soll zeigen, dass bereits jegliche Erhö-hungen der bezogenen Ermüdungsfestig-keitswerte $\Delta\sigma_R$ potenziert mit den Nei-gungsexponenten m der Kurve zu deutlichen Verlängerungen der Lebensdauer führen. Es tragen demzufolge beide Effekte der UIT-Behandlung, nämlich Verdoppelung des Wertes $\Delta\sigma_c$ und das Abflachen der Zeitfestigkeitskurve auf $m = 7$ zu potenzierten Än-derungen bei der Schädigung bei. Deshalb wird empfohlen, die erzielbaren Steige-rungsraten infolge Schweißnahtnachbehand-lungsmethoden zusammen mit Zertifizie-rungsstellen zu diskutieren. Allerdings wä-ren dazu nicht nur ergänzende Tests an Aus-schnittsmodellen im Zeit- und Dauerfestig-keitsbereich, sondern auch mit Rohrknotten-verbindungen erforderlich. Dabei sollten auch Ergebnisse anderer Versuchsprograme und die internationalen Richtlinien be-rücksichtigt werden.

Weiterhin ist ein Vergleich zur Gussvariante von Interesse. Die Gussvariante steht näm-lich unter Berücksichtigung der zur Verfü-gung stehenden schweißtechnischen Verfah-ren und Nachbehandlungsmethoden eher in Konkurrenz zu einer Stahlvariante mit be-handelten Schweißverbindungen. Der Kos-ten- und Zeitaufwand für die UIT-Behandlung wird im Verhältnis zu den Kos-ten für die Gründungsstrukturen gering ein-gestuft, ist jedoch bei der Bilanz zwischen Guss- und Stahlvariante zu berücksichtigen.

Tripod	oberer Tri-podknoten	unterer Tri-podknoten
	t_{Gurt} / t_{Strebe} in [mm]	t_{Gurt} / t_{Strebe} in [mm]
Stahl ohne UIT	200 / 100	120 / 50
Stahl mit UIT	90 / 60	80 / 50
Guss	90 / 60	80 / 50

Tabelle 8. Vergleich der Blechdicken im Be-reich der Rohrknotten des Tripods für ver-schiedene Varianten

Table 8. Comparison of plate-thicknesses for different variants of tripod joints

Beim Vergleich der Blechdicken in Tabelle 8 ist zunächst festzuhalten, dass die Stahlvariante die ungünstigste Variante darstellt. Bei der Gussvariante führte die Optimierung zu den kleinsten möglichen Blechdicken. Gegenüber den Stahlvarianten ohne Schweißnahtnachbehandlung können sich damit deutliche Einsparungen bei der Massenbilanz ergeben. Jedoch wären mit einer Schweißnahtnachbehandlung mittels UIT Steigerungsraten bei der Ermüdungsfestigkeit soweit möglich, dass ähnliche Einsparungen wie mit der Gussvariante erzielt werden könnten. Damit führt die Stahlvariante mit UIT-Behandlung zu einer Verschiebung des „Break-Even-Points“ zwischen Stahl- und Gussknoten hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit. Anzumerken ist, dass es auch andere Schweißnahtnachbehandlungsmethoden gibt, wie z.B. WIG-Aufschmelzen, Überschleifen, Kugelstrahlen, Nadeln oder Hämmern, die mit ihren Steigerungsraten ebenfalls in Vergleichsstudien berücksichtigt werden sollten.

4. Zusammenfassung und Ausblick

Im vorliegenden Beitrag wurden Ergebnisse von experimentellen und numerischen Untersuchungen an Knotenverbindungen für Gründungsstrukturen von OWEA vorgestellt. Der experimentelle Teil beinhaltet zwei Versuchsserien an Y-Knoten mit und ohne Anwendung der Schweißnahtnachbehandlung mittels Ultrasonic Impact Treatment (UIT). Das wesentliche Ziel der experimentellen Untersuchungen war die qualitative Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißnähten bei großen Blechdicken. Als Ergebnis konnten zwei Zeitfestigkeitskurven ermittelt werden, wobei durch die UIT-Behandlung eine signifikante Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit am Schweißnahtübergang nachgewiesen werden konnte.

Mit anschließenden 3D-Simulationen der Versuchskörper konnten die gemessenen Spannungskonzentrationen am Schweißnahtfußpunkt und an der Wurzel qualitativ sowie quantitativ bestätigt werden. Abschließend kann auf Grundlage der Versuchsreihe und der numerischen Vergleichsrechnungen bestätigt werden, dass der nor-

mativ definierte Blechdickeneffekt auch bei Gurtblechdicken von 90 mm seine Gültigkeit behält und die Schweißnahtnachbehandlung mittels UIT zu einer signifikanten Steigerung der Ermüdungsfestigkeit des Y-Knotens führt.

Im numerischen Teil wurden Knotenverbindungen eines Tripod-Fundaments für Offshore-WEA untersucht. Neben geschweißten Rohrknotenverbindungen wurden auch Konstruktionsvarianten in Stahlguss modelliert. Speziell für den Ermüdungsnachweis wurde ein FE-basiertes Konzept auf der Grundlage des Strukturspannungskonzeptes angewendet. Ein Vergleich zwischen Stahl- und Gussvariante zeigt, dass durch die variablen Abrundungsmöglichkeiten bei Gussknoten deutlich geringere Spannungskonzentrationen gegenüber der geschweißten Variante erzielt werden können.

Die Versuchsergebnisse wurden im Anschluss bei einer Neubewertung der Tripodknoten berücksichtigt. Im Hinblick auf künftige, geschweißte Rohrknotenverbindungen wäre mit der UIT-Nachbehandlung eine signifikante Steigerung der Ermüdungsfestigkeit und somit eine Neubewertung im Grenzzustand der Ermüdung möglich. Die reduzierten Schädigungen für die gleiche Lebensdauer würden deutliche Gewichtseinsparungen erlauben, die vergleichbar mit Einsparungen durch Gussknoten wären. Als Alternative zu oder vielleicht auch in Kombination mit Gussmaterialien und höherfesten Stählen wären damit neue bzw. verbesserte Auslegungen der Gründungsstrukturen von OWEA denkbar.

Danksagung

Die Untersuchungen wurden im Auftrag der Warnow Design GmbH, Rostock am Institut für Stahlbau, der Leibniz Uni Hannover durchgeführt. Für die finanzielle Unterstützung und insbesondere für die gute Zusammenarbeit mit Herrn Dipl.-Ing. R. Schürmann sei recht herzlich gedankt. Weiterhin bedanken sich die Autoren bei der SIAG Anlagenbau GmbH für die Fertigung und Lieferung der Auflagerkonstruktion. Ein weiterer Dank gebührt Herrn Gerster von

der Firma Applied Ultrasonics, der die UIT-Technologie zur Verfügung stellte.

Literatur

- [1] Germanischer Lloyd: „Rules and Regulations IV Non-marine Technology, Part 2: Offshore Wind Energy“, Germanischer Lloyd WindEnergie, Hamburg, 2004
- [2] N-003: Actions and Action Effects, NORSOK Standard, February 1999
- [3] N-004, Design of Steel Structures, NORSOK Standard December 1998
- [4] DIN 18800 Teil 4: “Stahlbauten - Stabilitätsfälle, Schalenbeulen”, NABau im DIN e.V., Beuth-Verlag, 1990
- [5] Kleineidam, P.: „Zur Bemessung der Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen gegen Ermüdung“, Dissertation, Schriftenreihe des Instituts für Stahlbau, Universität Hannover, Shaker Verlag, 2004
- [6] Ummerhofer, T.; Weich, I.; Nitschke-Pagel, T.: „Lebens- und Restlebensdauererlängerung geschweißter Windenergieanlagen türme und anderer Stahlkonstruktionen durch Schweißnahtnachbehandlung“, Stahlbau 74 (2005), Heft 6, Ernst & Sohn Verlag, 2005
- [7] DET NORSKE VERITAS: “Fatigue Design of Offshore Steel Structures”, Recommended Practice DNV-RP-C203, August 2005
- [8] Schaumann, P.; Cosack, N.; Kleineidam, P.: Untersuchungen zur Tragfähigkeit von Rohrknoten für Offshore-WEA mit Tripod-Gründung. Vortrag zur DEWEK 2002, Wilhelmshaven, 2002
- [9] Kuhlmann, U.; et. al.: “Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von geschweißten höherfesten Baustählen durch Anwendung von Nachbehandlungsverfahren“, Stahlbau, Band 74, Heft 5, Ernst & Sohn-Verlag, 2005
- [10] Statnikov, E.S.; et. al.: “Ultrasonic impact tool for strengthening welds and reducing residual stresses“, New Physical Methods of Intensification of Technological Processes, 1977

Autoren: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann,
Institut für Stahlbau,
Leibniz Universität Hannover,
Appelstr. 9A, 30167 Hannover

Dipl.-Ing. Christian Keindorf,
Institut für Stahlbau,
Leibniz Universität Hannover,
Appelstr. 9A, 30167 Hannover

Dipl.-Ing. Frank Tomasch,
Warnow Design GmbH,
Warnowufer 54,
18057 Rostock