

Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben

Rechnerische Bewertung von Fundamenten
von Offshore Windenergieanlagen bei
Kollisionen mit Schiffen

Dipl.-Ing. Florian Biehl

Leitung:

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Eike Lehmann

Hamburg, 22. Oktober 2004

gefördert durch:



Bundesministerium für
Umwelt, Naturschutz und
Reaktorsicherheit



Projektträger Jülich (PTJ)



gefördert im Rahmen des
Zukunfts-Investitions
programms

ISBN 3-89220-629-5

©Arbeitsbereiche Schiffbau der
Technischen Universität Hamburg-Harburg
Lämmersieth 90
22305 Hamburg

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit unter dem Förderkennzeichen 0327527 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Autor.

Inhaltsverzeichnis

1	Einführung und Problemstellung	1
2	Durchführung des Vorhabens	3
2.1	Voraussetzungen	3
2.2	Planung und Ablauf	3
2.3	Zusammenarbeit mit anderen Stellen	5
3	Stand der Wissenschaft und Technik	7
3.1	Kollisionen zwischen Schiffen	7
3.2	Gründung von Offshore-Windenergieanlagen	9
3.3	Kollisionsberechnung Schiff - OWEA	10
4	Modellierung und Berechnung	11
4.1	Baugrund	12
4.1.1	Bodenprofile, Baugrunduntersuchungen	12
4.1.2	Schichten, Idealisierung, Bodenkennwerte	12
4.1.3	Interaktion Bauwerk – Boden	13
	Dreidimensionale Modellierung mit Kontakt (Druck und Reibung)	14
	Vereinfachungen in der Idealisierung des Baugrundes	14
4.2	Offshore–Windenergieanlagen (OWEA)	15
4.2.1	OSB Butendiek: Monopile	16
4.2.2	OSB Butendiek: Jacket	16
4.2.3	EOS Offshore: Tiefliegender Tripod	17
4.2.4	SKY 2000: Tiefliegender Tripod	18
4.3	Schiffe	19
4.3.1	Doppelhüllentanker	19
4.3.2	Einhüllentanker	20
4.3.3	Massengutfrachter	22
4.3.4	Containerschiff	23

4.3.5	Berechnung der Trägheitsmomente	24
4.3.6	Berechnung der Schiffsbewegung	25
4.3.7	Hydrodynamische Zusatzmassen	25
4.4	Quasi-Statistische Berechnung des Gebrauchszustands der OWEA	26
4.5	Simulationsrechnung	28
4.5.1	Parametervariationen	29
4.5.2	Modellierung von Versagensmechanismen	30
5	Einflüsse verschiedener Modellannahmen	33
5.1	Baugrund	34
5.1.1	Idealisierung, Stoffgesetz	34
	Einfache Idealisierung des Baugrundes	34
5.1.2	Vergleich der Berechnungsergebnisse	37
5.1.3	Idealisierung des Baugrunds durch das Verfahren nach API	37
5.1.4	Modellierung des Baugrunds mit finiten Elementen	41
5.1.5	Kontaktdefinition zwischen Pfahl und Boden	42
5.2	Schiff, OWEA: Stahl	44
5.2.1	Stoffgesetz	44
5.2.2	Bruchkriterium	44
5.3	Schiff	48
5.3.1	Berechnung der Schiffsbewegungen durch *BOUNDARY_MCOL	48
	Vergleich der Berechnungsergebnisse mit und ohne mcol	49
5.3.2	Idealisierung: Anschluß der Starrkörper	51
6	Gefahrenanalyse	53
6.1	Methode der formalen Gefahrenanalyse (FSA)	53
6.2	Eintrittshäufigkeiten und Konsequenzen	54
6.3	Risikomatrix	56
6.4	Bewertung der Gründungstypen: Konsequenzen einer Kollision	57
6.4.1	Monopile	57
6.4.2	Jacket	58
6.4.3	Tripod	59
7	Ergebnisse	61
7.1	Monopile	61
7.1.1	Seitenkollision mit dem Doppelhüllentanker 31.600 tdw	63
7.1.2	Kollisionen mit dem Einhüllentanker 150.000 tdw	66

7.1.3	Kollisionen mit dem Containerschiff	72
7.2	Jacket	73
7.2.1	Kollisionen mit dem Doppelhüllentanker 31.600 tdw	74
7.2.2	Kollisionen mit dem Einhüllentanker 150.000 tdw	77
7.3	Tripod Nordsee	80
7.3.1	Kollisionen mit dem Doppelhüllentanker	81
7.3.2	Kollision mit dem Einhüllentanker	84
7.3.3	Kollisionen mit dem Massengutfrachter	86
7.3.4	Kollisionen mit dem Containerschiff	89
7.4	Tripod Ostsee (Standort Sky 2000)	91
7.5	Schiff: Beschädigungen	91
8	Verwendung der Ergebnisse in Risikoanalysen für Offshore-Windparks	93
8.1	Beschränkungen der beschriebenen Methode	94
8.2	Kollisionssicherheit: Bauweise von OWEA-Gründungen	95
8.2.1	Monopile	95
8.2.2	Jacket	95
8.2.3	Tripod	96
8.3	Anforderungen an ein Risikomanagement	97
9	Zusammenfassung und Ausblick	99
	Schrifttum	101
	Abbildungsverzeichnis	105
	Tabellenverzeichnis	109

Kapitel 1

Einführung und Problemstellung

In der Bundesrepublik Deutschland wird zur Zeit eine große Anzahl von Windenergieanlagen vor der Küste und im Bereich der Ausschließlichen Wirtschaftszone (AWZ) geplant. Dieses ehrgeizige Projekt zur Forcierung regenerativer Energien birgt neben vielen positiven Effekten auch Probleme im Zusammenhang mit dem Schiffsverkehr in den betroffenen Gebieten.

Kollisionen zwischen Schiffen und Offshore-Windenergieanlagen (OWEA) stellen eine wesentliche Gefährdung der Umwelt dar. Es ist möglich, daß Teile des Schiffs so beschädigt werden, daß Betriebsstoffe und Ladung (z. B. Öl oder Chemikalien) auslaufen. Im Extremfall könnte es sogar dazu kommen, daß die Beschädigung des Schiffs so groß ist, daß es auseinanderbricht und sinkt.

Aufgrund dieser Problematik wurde das Forschungsvorhaben „Rechnerische Bewertung von Fundamenten von Offshore-Windenergieanlagen bei Kollisionen mit Schiffen“ initiiert. Ziel des Vorhabens war die Untersuchung von Kollisionsvorgängen zwischen Schiffen und Offshore-Windenergieanlagen mittels numerisch durchgeführter Crashversuche. Aus den hieraus gewonnenen Ergebnissen sollte ein Bewertungsverfahren entwickelt werden, mit dem im Genehmigungsverfahren für Offshore-Windenergieanlagen schiffskörpererhaltendes Kollisionsverhalten von Offshore-Windenergieanlagen bei Kollisionen mit Schiffen zur Vermeidung des Austritts wassergefährdender Stoffe in die Meeresumwelt nachgewiesen werden kann. Dieses Bewertungsverfahren sollte im Forschungsvorhaben beispielhaft für drei WEA-Konstruktionen und ausgewählte Schiffstypen angewendet werden [4].

Eine stochastische Analyse von Kollisionswahrscheinlichkeiten war nicht Ziel der Untersuchung. Diese wurde bereits vom Germanischen Lloyd [36] durchgeführt, allerdings wurde hier die Wahrscheinlichkeit von Umweltverschmutzungen in größerem Ausmaß im Falle einer Kollision mit 100% angenommen.

Bei Untersuchungen des Umweltbundesamtes zur Störfallvorsorge im Betrieb von Offshore-Windparks wurde für Schiffskollisionen als Bemessungsgröße ein (Öl-)Tanker mit 160.000 tdw festgelegt und eine Beschädigung von drei Ladetanks als wahrscheinlich angenommen, woraus sich eine Ölaustrittsmenge von 54.400 t Öl ergibt.

Der Ansatzpunkt der vorliegenden Untersuchung liegt darin, daß bei Kenntnis des mechanischen Verhaltens der OWEA im Falle einer Kollision abhängig von den jeweiligen Gegebenheiten die Wahrscheinlichkeit beträchtlicher Umweltschäden niedriger angesetzt werden kann als zur Zeit. Dies führt zu einer günstigeren Bewertung des Umweltrisikos. Dabei wird besonders die Erhöhung der passiven Sicherheit gegen Kollisionen betrachtet. Um optimale Sicherheit zu gewährleisten sind auch Maßnahmen zur aktiven Kollisionssicherheit bzw. Störfallvorsorge (redundante Navigations- und Steuerungssysteme, Fahrverbote für bestimmte Schiffstypen, Ausbildung der Mannschaften, Verkehrsleitsysteme, Überwachung der Windparks, Vorhalten von Schleppern für den Notfall usw.), die Kollisionen und Gefahrensituationen bereits im Vorfeld verhindern sollen, einzubeziehen.

Kapitel 2

Durchführung des Vorhabens

2.1 Voraussetzungen

Die wissenschaftlichen Arbeiten wurden vom 01.06.2002 bis zum 30.04.2004 von Herrn Dipl.-Ing. F. Biehl¹ unter Mithilfe von Herrn Dipl.-Ing. S. Otelea, Herrn Dipl.-Ing. M. Safta und Frau cand.-ing. G. Feddersen durchgeführt.

Die Methodik der Berechnungen stützt sich auf frühere an der Forschungsstelle durchgeführte Kollisions- und Grundberührungsberechnungen, deren Ergebnisse durch Großversuche verifiziert worden waren [26].

Die wissenschaftliche Leitung des Vorhabens nahm Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. Eh. Dr. h.c. E. Lehmann wahr.

Für die Berechnungen standen an der Forschungsstelle leistungsfähige Workstations sowie der Zugang zum Großrechner der TUHH mit den Programmsystemen MSC.MARC und LS-Dyna zur Verfügung.

2.2 Planung und Ablauf

Ziel dieses Vorhabens war es, ein Bewertungsverfahren zu entwickeln, mit dem im Genehmigungsverfahren für Offshore-Windenergieanlagen schiffskörpererhaltendes Kollisionsverhalten von Offshore-Windenergieanlagen bei Kollisionen mit Schiffen zur Vermeidung des Austritts wassergefährdender Stoffe in die Meeresumwelt nachgewiesen werden kann. In Absprache mit dem Umweltbundesamt wurde festgelegt, daß sich dieses Bewertungsverfahren an die Bestimmungen des Germanischen Lloyd zur Erlangung seines Klassezeichens Coll für Schiff/Schiff-Kollisionen anlehnt [40] [16]. Dieses Bewer-

¹Herr Biehl und Frau Feddersen wurden aus den Mitteln des Forschungsvorhabens bezahlt.

tungsverfahren sollte im Forschungsvorhaben beispielhaft für drei OWEA-Konstruktionen und ausgewählte Schiffstypen angewendet werden [4].

Planung und Ablauf des Vorhabens erfolgten in enger Abstimmung mit dem projektbegleitenden Arbeitskreis und hier insbesondere mit der GL WindEnergie GmbH. Nach der Festlegung der Rahmenbedingungen wurden folgende Arbeitsschritte ausgeführt:

- **Auswahl geeigneter Typen von Offshore-WEA:**

Die Berechnungen sollten realitätsnahe Ergebnisse liefern, deshalb wurden Unterlagen von in der Planung befindlichen Offshore- Windenergieanlagen angefordert. Als Versuchsmodelle wurden ein Monopile, ein Jacket und zwei Tripods (Nordsee- und Ostseestandort) ausgewählt. Besonderer Dank geht an dieser Stelle an die IMS Ingenieurgesellschaft und an den Offshore-Bürger-Windpark Butendiek für die kooperative Zusammenarbeit.

- **Auswahl von Schiffen:**

In Zusammenarbeit mit dem Germanischen Lloyd wurden Schiffstypen für die Kollisionsrechnungen ausgewählt. Entscheidendes Kriterium war die Häufigkeit der einzelnen Typen. Als Grundlage hierfür diente eine Untersuchung des Germanischen Lloyd zu Schiffsbewegungen in der Nord- und Ostsee [21]. Ausgewählt wurden zunächst ein Doppelhüllentanker mit 31.600 tdw und ein Einhüllentanker mit 150.000 tdw. Später kamen noch ein Containerschiff (2.300 TEU) und ein Massengutfrachter (170.000 tdw) hinzu. Auf die Betrachtung von RoRo-Schiffen wurde verzichtet.

- **Definition der Randbedingungen OWEA:**

Die OWEA ist vor einer Kollision bereits einer Reihe von Lastfällen ausgesetzt. Berücksichtigt werden konnten hier nur statische Lastfälle und Ersatzlasten für zyklische Belastungen, um eine Allgemeingültigkeit der Berechnung zu wahren. Bereits erfolgte Schädigungen durch Extrembelastungen (Wind, Wellen, Rammen der Pfähle etc.) können Veränderungen im Material auslösen, die das Verhalten der Struktur im Kollisionsfall beeinflussen. Bei der Berechnung eines repräsentativen Spannungs- und Verformungszustandes der OWEA wurden folgende Einflüsse und Randbedingungen berücksichtigt:

- Eigengewicht der Gründung, des Turms, der Gondel und des Rotors,
- Betriebslasten als Ersatzlast,
- Ersatzlasten für Wind-, Wellen- und Eislast nach [15],
- Anfangsspannungszustand des Baugrunds,

- Interaktion Bauwerk–Boden (Übertragung der Kräfte am Pfahl): axial durch Reibung, lateral durch Druck,
- Bestimmung der Bodenparameter nach vorläufigen Sondierungen für die einzelnen Standorte der OWEA.

- **Definition der Randbedingungen Schiffsmo-
delle:**

Die Länge eines der betrachteten Schiffe (bis zu 300 m) ist im Vergleich mit der Breite eines OWEA-Fundamentes (bis ca. 30 m) sehr groß. Es ist sinnvoll, nur den jeweiligen Teil des Schiffs sehr exakt zu modellieren, der mit der OWEA kollidieren wird und den Rest des Schiffs zu idealisieren. Daher sind von den Schiffen nur eine oder zwei Sektionen modelliert worden, der Rest ist ideell (Masse und Trägheit) an den Schotten der modellierten Sektion(en) angefügt worden.

Außerdem müssen die Schiffsbewegungen vor und während des Kollisionsvorgangs berücksichtigt werden.

- **Für die Berechnung der einzelnen Situationen müssen folgende Randbedingungen festgelegt werden:**

- Driftgeschwindigkeit für ein antriebsloses Schiff und
- Driftwinkel relativ zur OWEA.

- **Modellierung der einzelnen Situationen:**

Die festgelegten Randbedingungen wurden in die Modelle eingefügt; die Berechnungen wurden dann mit dem expliziten FE-Programm LS-DYNA durchgeführt.

2.3 Zusammenarbeit mit anderen Stellen

Das Vorhaben wurde teilweise in Zusammenarbeit mit Vorhaben im Rahmen von „Bau- und umwelttechnische Aspekte von Offshore-Windenergieanlagen“ (GIGAWIND) und der Germanischer Lloyd WindEnergie GmbH durchgeführt.

Bei der Arbeit mit dem Programmsystem LS-DYNA in Zusammenhang mit dem Unterprogramm MCOL, das zur Berechnung der Schiffsbewegungen verwendet wurde, konnten wir auf Kontakte zu französischen Wissenschaftlern zurückgreifen, die bei der Anwendung dieses Programms hilfreich waren.

Ferner wurden aufgrund ähnlich gelagerter Forschungsvorhaben bei der GL WindEnergie GmbH bzw. beim Germanischen Lloyd Diskussionen geführt sowie Literaturquellen ausgetauscht.

Projektbegleitend wurde ein Arbeitskreis eingerichtet, der sich aus Mitarbeitern von Ingenieurbüros, Zertifizierungsgesellschaften und mit Offshore-Windenergie befaßten staatlichen Stellen (Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, sowie Umweltbundesamt) zusammensetzte. Den Mitgliedern dieses Arbeitskreises wurde in mehreren Statusseminaren der jeweils aktuelle Stand des Vorhabens dargelegt. Aus den Gesprächen mit den Teilnehmern konnten wertvolle Erkenntnisse für die Bearbeitung des Vorhabens gezogen werden.

Kapitel 3

Stand der Wissenschaft und Technik

3.1 Kollisionen zwischen Schiffen

Der Stand der Technik spiegelt sich vorwiegend in den zur Zeit gültigen Bauvorschriften der Klassifikationsgesellschaften für den Bau von Seeschiffen wieder. Der Aspekt der Kollisionssicherheit wird hierbei zumeist im Zusammenhang mit dem Bau von Tank Schiffen behandelt. Für diesen Schiffstyp sind die internationalen Vereinbarungen der MARPOL 73/78 Anlage I, Regel 13F verbindlich, in denen die Mindestabmessungen für Doppelboden und Doppelhülle von Tankschiffen festgelegt sind. Diese Mindestabmessungen werden in Abhängigkeit der Schiffsgröße ermittelt, wobei unterstellt wird, daß mit den vorgeschriebenen Doppelhüllenbreiten eine ausreichende Sicherheit gegen das Austreten von Ladung im Falle einer Kollision gegeben ist.

Nach den Bauvorschriften des Germanischen Lloyd [16], kann ein Zusatzklassezeichen vergeben werden, wenn der rechnerische Nachweis einer erhöhten Kollisionssicherheit erbracht wird. Dieser rechnerische Nachweis beruht darauf, das für vorgegebene Lastfälle kritische Verformungsenergien berechnet werden. Das Verhältnis der kritischen Verformungsenergien zwischen dem betrachteten Schiff und einem Einhüllenschiff gleicher Größe bestimmt dann das jeweilige Klassenzusatzzeichen. Die Berechnung der Verformungsenergie muß dabei nach einem von der Klassifikationsgesellschaft anerkannten Verfahren erfolgen, wobei für schwere Kollisionen die Methode nach Minorsky [32] anerkannt wird. Mit der Einführung dieses Klassezusatzzeichens wurde beim Germanischen Lloyd in Zusammenarbeit mit Prof. Reckling ein Berechnungsverfahren entwickelt [38], [12], das auf der Bestimmung der Traglasten der während der Kollision miteinander in Eingriff geratenden Strukturbauteile der beiden Kollisionsgegner beruht. Durch die schrittweise Addition der Traglasten der entsprechenden Strukturbauteile in Abhängigkeit von der jeweiligen Eindringtiefe, ermittelt dieses Verfahren die gesuchte Verfor-

mungsenergie.

Durch wissenschaftliche Untersuchungen, die vor allem durch die spektakulären Tankerunglücke der „Exxon Valdez“ und „Braer“ initiiert wurden, sind der Wissensstand und die Methoden zur Berechnung von Kollisionen und Grundberührungen in verschiedenen Projekten untersucht und erweitert worden. Dabei wurden sowohl empirisch/analytische Verfahren, numerische Verfahren als auch eine Vielzahl von Experimenten angewendet und durchgeführt. Hervorzuheben sind hierbei besonders die Untersuchungen am MIT in Cambridge, USA unter Leitung von Prof. Wierzbicki, wo im Rahmen des „Joint Industry Tanker Safety Project“ das unter dem Namen „DAMAGE“ bekannt gewordene PC-Programm entwickelt wurde, sowie Untersuchungen die in Japan unter der Führung der ASIS (Association For Structural Improvement of the Shipbuilding Industry) und Mitsubishi Heavy Industries und in Dänemark im Zusammenhang mit dem Bau der Großen Belt-Querung angestellt wurden.

Das Programm DAMAGE stellt ein empirisch-analytisches Berechnungsverfahren dar, bei dem in einem inkrementellen Verfahren Simulationsrechnungen von Grundberührungen und Kollisionen möglich sind. Die Ermittlung der Verformungsenergie der Strukturbauteile wird dabei auf der Grundlage von Makroelementen vorgenommen, deren Verformungs- und Energiedissipationsverhalten durch eine Vielzahl von Laborversuchen abgesichert wurde.

In Japan wurden umfangreiche numerische Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente durchgeführt, mit denen versucht wurde, Ergebnisse vorangegangener Experimente rechnerisch nachzuvollziehen. Von Kuroiwa und Kitamura wurden dabei Verfahren entwickelt, den Bruch von Schweißnähten sowie den Bruch von plattenartigen Strukturen in den numerischen Berechnungen zu berücksichtigen. Ebenfalls gelang Ihnen die Verbindung der numerischen Berechnung des strukturellen Verhaltens mit einer Berechnung der Schiffsbewegung während des Kollisions- bzw. Grundberührungsvorganges, was eine direkte numerische Simulation derartiger Havarien ermöglicht. Diese Verfahren wurden im Rechenprogramm LS-DYNA implementiert und stehen, nachdem sie zwischenzeitlich von Mitarbeitern der Principia Marine (Frankreich) abgeändert wurden [13],[14], zur Verfügung.

In Dänemark wurden auf der Grundlage von Experimenten an Strukturdetails Modelle zur Ermittlung der Energieaufnahme aufgestellt. Außerdem fanden Experimente zum Strandungsverhalten von Schiffen auf weichem Untergrund statt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen wurden unter anderem beim Bau der Straßen/Schienenverbindung über den Großen Belt berücksichtigt. Interessant bei den dänischen Untersuchungen ist die Verknüpfung der strukturmechanischen Untersuchungen zur Energieaufnahme mit

probabilistischen Untersuchungen zur Häufigkeit von Grundberührungen und Kollisionen in bestimmten Gebieten. Aus diesen Untersuchungen lassen sich somit Risikobewertungen für Bauwerke an Seewasserstraßen z.B. Bohrplattformen und Brücken, und umgekehrt auch für einzelne Schiffe, deren Fahrtgebiet bekannt ist, z.B. Fähren vornehmen.

Weitere Experimente und Untersuchungen sind in der Dissertation von Zhang [42] beschrieben, die weiterhin eine umfangreiche Zusammenstellung neuerer Spezialliteratur zu der Problematik der Schiffskollisionen enthält.

Unter Zuhilfenahme und mit Erweiterung diese Methoden und Erkenntnisse wurden an der Forschungsstelle in den Jahren 1955 - 1999 zwei Forschungsvorhaben im Zusammenhang mit der Kollisions- und Grundberührungssicherheit von Doppelhüllentankern durchgeführt [25], [26].

Weltweit wird an der Reduzierung von Risiken durch Schiffskollisionen gearbeitet, ein Überblick über den aktuellen Stand kann in der Fachliteratur gefunden werden, besonders hervorzuheben sind die ICCGS-Konferenzen¹; in den Tagungsbänden sind die Vorträge der Konferenzen zu finden. [20]

3.2 Gründung von Offshore-Windenergieanlagen

Für die in diesem Vorhaben betrachteten OWEA sind Pfahlgründungen vorgesehen. Der Stand der Technik wird im wesentlichen durch die zur Zeit gültigen deutschen und internationalen Normen festgehalten [9], [7], [8], [10], [1], [15], [11]. Eine Übersicht über den in den Planungsgebieten vorhandenen Baugrund, -erkundungen, -untersuchungen, sowie über die Verfahren zur Bemessung von Pfahlgründungen gibt Wiemann in [43]. Darin enthalten ist auch eine Liste der relevanten und zum Erscheinungszeitpunkt gültigen Normen und Empfehlungen.

In den deutschen Normen und Empfehlungen werden Regeln allgemein für alle an Land befindlichen Bauwerke definiert, an eine Anwendung im Offshore-Bereich ist zum Zeitpunkt der Erstellung meist nicht gedacht worden. Trotzdem lassen sich die allgemein gültigen Bauvorschriften auch auf Offshore-Bauwerke übertragen.

In [9] wird erstmalig der Standort Offshore in eine Schwierigkeitskategorie eingeordnet. Weitere Hinweise zur Berechnung und Bemessung von Offshore-Strukturen liefert [5]. Vom Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie (BSH) wurde im Jahre 2003 ein Standard zur Baugrunderkundung für Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen

¹International Conference on Collision and Grounding of Ships; Juli 2001: Kopenhagen, Oktober 2004: Tokio

herausgegeben [3].

Anzumerken bleibt, daß sämtliche hier vorgeschlagenen Verfahren (quasi-)statische Betrachtungen sind. Das Verhalten von Boden unter zyklischer Dauerbeanspruchung ist schon seit einiger Zeit Gegenstand von vielen Untersuchungen weltweit. Dabei ist es noch nicht völlig geklärt, unter welchen Umständen sich welche Bodenart wie ver- oder auch entfestigen kann und wie dieses Verhalten dann auch numerisch zuverlässig, d. h. ohne Abhängigkeit der Ergebnisse von der Beschaffenheit des FE-Netzes, vorhergesagt werden kann [34], [31].

3.3 Kollisionsberechnung Schiff - OWEA

Die numerische Berechnung von Kollisionen zwischen Schiffen und OWEA stellt nun im wesentlichen eine Erweiterung der Berechnung von Schiff-Schiff-Kollisionen dar. Während bei der Betrachtung einer Kollision Schiffsbug-Schiffsseite ein Partner (Bug des aufprallenden Schiffes) als starr angenommen werden konnte [26], können bei dem hier betrachteten Szenario beide Strukturen verformbar sein, da beide Partner (Schiff und OWEA) beschädigt werden können.

Ein weiterer zu berücksichtigender Faktor ist die Interaktion zwischen Bauwerk und Boden: Es ist zu klären, wie der Boden auf eine schnelle Bewegung reagiert. Ebenfalls ist zu klären, inwiefern er wegen der vorhandenen Wassersättigung verformt werden kann, wie hoch der Anteil der Kollisionsenergie ist der durch den Boden aufgenommen wird und ob ein Versagen der Gründung durch Versagen des umgebenden Bodens oder durch Versagen des Gründungspfahls verursacht wird.

Kapitel 4

Modellierung und Berechnung

Das Modell zur Kollisionsberechnung besteht aus zwei Teilen:

1. der OWEA bestehend aus der Struktur selbst mit dem Boden, in dem sie gegründet ist und
2. dem kollidierenden Schiff und dem umgebenden Wasser.

Es werden vier Strukturen/Medien modelliert, die alle miteinander gekoppelt sind, d. h. in einer Verbindung zueinander stehen, so daß Kräfte übertragen werden können. Vernachlässigt werden hierbei nur die Verbindungen Wasser/OWEA und Wasser/Boden; eine Übertragung von Kräften aus dem Schiff in den Boden findet nur mittelbar über die OWEA statt.

Die beiden unmittelbaren Kollisionspartner (Schiff und OWEA) werden als Finite-Element-Modelle idealisiert, wobei die Kontaktbereiche feiner als die übrigen Bereiche modelliert sind. So werden beispielsweise die Gondel der OWEA und die nicht unmittelbar an der Kollision beteiligten Bereiche des Schiffes als Starrkörper idealisiert.

Die Betrachtung des Baugrunds im Rahmen der hier durchgeführten Berechnungen ist notwendig, da er mit dem Fundament zusammen ein komplexes System (Gründung) bildet. Verschiedene Lasten müssen in den Baugrund eingeleitet werden, dabei treten Setzungen, Schwingungen oder sogar der Verlust der Tragfähigkeit (insbesondere bei Extremlasten wie z. B. Kollisionen) auf.

Eine vereinfachte Betrachtung (z. B. durch nichtlineare Federn) ist in dem hier betrachteten Fall nicht zielführend, da vorhandene Modelle (z. B. p-y-Kurven, [1], [39]) nur für quasi-statische Betrachtungen angewendet werden sollen.

Bei der Modellierung des Wassers und damit auch der Schiffsbewegungen wurde auf eine analytische Methode zurückgegriffen, die in dem verwendeten FE-Programm LS-DYNA implementiert ist. Somit mußte das das Schiff umgebende Wasser nicht als FE-Modell dargestellt werden. Die Interaktion zwischen Schiff und Wasser wird in einer

Subroutine berechnet.

4.1 Baugrund

4.1.1 Bodenprofile, Baugrunduntersuchungen

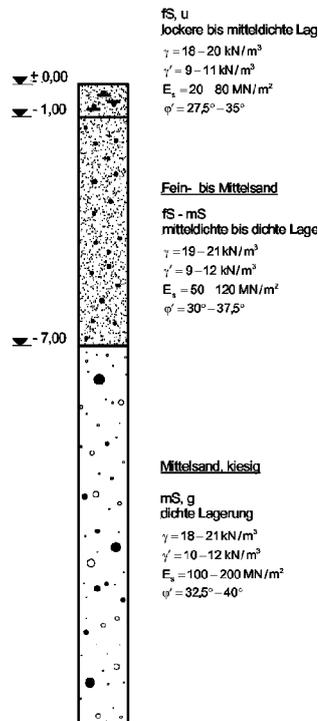


Abb. 4.1 Bodenprofil

Zu Beginn der Arbeiten waren nur wenige Einzelheiten über den in den Planungsgebieten vorhandene Baugrund bekannt. Die Beschaffenheit des Baugrundes der deutschen Seegebiete ist vergleichsweise wenig untersucht worden. Zudem sind wegen der Erdgas- und Erdölerkundung tiefe Bodenschichten von größerem Interesse gewesen als die für die Gründung von Offshore-Windenergieanlagen relevanten oberen Bodenschichten. Informationen zum Baugrund des deutschen Nordseesektors werden beim Niedersächsischen Landesamt für Bodenforschung gesammelt. Aus diesen Baugrunduntersuchungen können Erfahrungswerte für Bodenkennwerte abgeleitet werden, z. B. nach [10]. Wegen ihrer großen Streuung können diese Erfahrungswerte aber lediglich als erste Einschätzung verstanden werden. Daher war es notwendig, konkrete Bodenparameter bei den Antragstellern zu erfragen. Da die Baugrunduntersuchungen aber bis zur Beendigung dieses Forschungsvorhabens noch nicht abgeschlossen sind, mußten vorliegende Untersuchungsergebnisse als Grundlage der Berechnungen dienen.

Richwien hat in [41] ein Bodenprofil angenommen, das typisch für die Nordsee ist, siehe Abb. 4.1.

4.1.2 Schichten, Idealisierung, Bodenkennwerte

Zunächst wurde das Bodenprofil aus Abb. 4.1 für die Berechnungen angenommen. Während der Projektlaufzeit wurden uns Ergebnisse von Baugrunduntersuchungen für die Standorte der Plattformen FINO-1 und FINO-2, sowie der Windparks Butendiek (alle Nordsee) und Sky 2000 (Ostsee, Lübecker Bucht) zur Verfügung gestellt.

Vergleichende Betrachtungen haben ergeben, daß das nebenstehende Profil aus [41] den Baugrund an den untersuchten Nordseestandorten mit ausreichender Genauigkeit be-

schreibt.

In der FE-Modellierung wurden die verschiedenen Bodenschichten als unterschiedliche Materialien dargestellt, so daß die einzelnen Eigenschaften abgebildet werden konnten. Wegen der relativ ungenauen Angaben zu den Baugrundverhältnissen ist für den in der Nordsee vorherrschenden Sandboden ein in LS-DYNA implementiertes Drucker-Prager Stoffgesetz (*MAT_DRUCKER_PRAGER) zur Anwendung gekommen, die nicht tragfähige Bodenschicht bei SKY 2000 wurde nicht in die Berechnung mit aufgenommen, hier wurde freie, ungehinderte Verformbarkeit angenommen[28].

4.1.3 Interaktion Bauwerk – Boden

Die Modellierung der Übergangsfläche zwischen den Gründungspfählen und dem sie umgebenden Boden muß durch einen Kontaktalgorithmus erfolgen, da sich die Körper relativ zueinander verschieben, wenn Kräfte übertragen werden. Eine starre Verbindung kann dieses nicht leisten. Die Kontaktbedingung wurde so gewählt, daß nur Druck und Schub übertragen werden können.

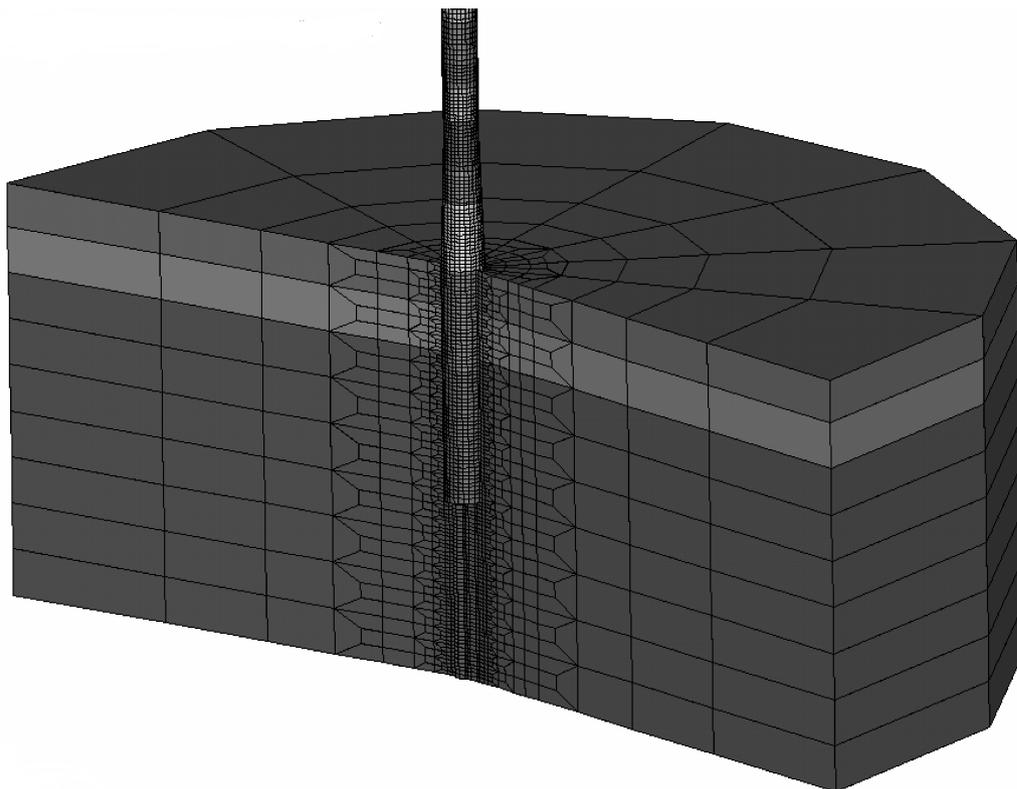


Abb. 4.2 FE-Netz der Monopilegründung (Schnitt)

Dreidimensionale Modellierung mit Kontakt (Druck und Reibung)

Die Simulation von Kollisionen macht es notwendig, die gesamte Struktur ohne Einführung von Symmetriebedingungen zu modellieren. Die Ergebnisse der statischen Analyse dienen der Kollisionsberechnung als Eingangsparameter.

Daher wurde das im folgenden beschriebene dreidimensionale Finite-Element-Modell entworfen, um die Struktur und den umgebenden Boden zu idealisieren:

Für das erste Modell ist ein Monopile mit Rohrquerschnitt zugrunde gelegt worden. Der Pfahl ist bereits im Boden eingebracht, er hat Kontakt mit den umliegenden Bodenelementen. Bei dem gewählten segmentbasierten Kontaktalgorithmus konnten die besten Ergebnisse erzielt werden, indem die Knoten der Boden-(Volumen)-elemente und der Pfahl-(Schalen)-elemente direkt übereinander gelegt wurden und anschließend in Dickenrichtung entsprechend der Schalendicke verschoben/skaliert wurden, so daß die Kontaktsegmente des Gründungspfahls um weniger als $0,25 \cdot t_{Pfahl}$ in den Bodenkörper hineinragen.

Dabei zu beachten, daß der Pfahl als „master“ und der Boden als „slave“ definiert wird. Zwischen Pfahlmantel und Boden ist lediglich die Übertragung von Druck- und Schubspannungen möglich.

Der im Pfahl befindliche Boden wird fest mit den Pfahlelementen verbunden.

Im Gegensatz zu den Untersuchungen von [41] kann nicht davon ausgegangen werden, daß es zu einem Versagen des Bodenmaterials kommt bevor das Material des Pfahls versagt, da die dynamischen Stoßbeanspruchungen in ihren Auswirkungen sehr unterschiedlich sein können.

Vereinfachungen in der Idealisierung des Baugrundes

Will man den Modellierungs- und Rechenaufwand minimieren, bleiben die Möglichkeiten der Idealisierung des Baugrundes durch die Annahme von

- einer elastischen Bettung (Bettungsmodulverfahren),
- nichtlinear-elastischen Federn (sogenannte p-y Methode) nach [1] oder
- einer elastischen Einspannung.

Die einfachste dieser Möglichkeiten ist die Wahl einer Einspannung. Setzt man diese an der Oberkante Baugrund an, erreicht die Gründung ihre maximale Steifigkeit. Eine Berechnung mit dieser Randbedingung wird die größten auftretenden Schäden am Schiff liefern.

Eine alternative Wahl der Einspannebene kann nur nach vorhergehenden Überlegungen erfolgen. Diese Methode stellt eine sehr grobe Vereinfachung des Sachverhalts dar.

Nach [41] liefern die Untersuchungen Hinweise darauf, daß bei Anwendung der p-y Methode das Tragverhalten von Pfählen mit großen Pfahldurchmessern nicht richtig erfaßt wird und der Ansatz des Bettungsmoduls modifiziert werden muß.

Eine Berechnung unter Zuhilfenahme einer elastischen Einspannung wurde nur zur grundlegenden Erfassung der mechanischen Abläufe während der Kollision verwendet, da mit dieser Vereinfachung u. a. keine Energieaufnahme des Bodens abgebildet werden kann.

4.2 Offshore-Windenergieanlagen (OWEA)

Etwa ein halbes Jahr nach Beginn der Arbeiten an diesem Vorhaben war es möglich, Planungsunterlagen von Offshore-Windenergieanlagen – hier insbesondere der Fundamentkonstruktionen – zu erhalten. Die Auswahl beschränkte sich auf Typen, die zu diesem Zeitpunkt geplant wurden und in näherer Zukunft gebaut werden.

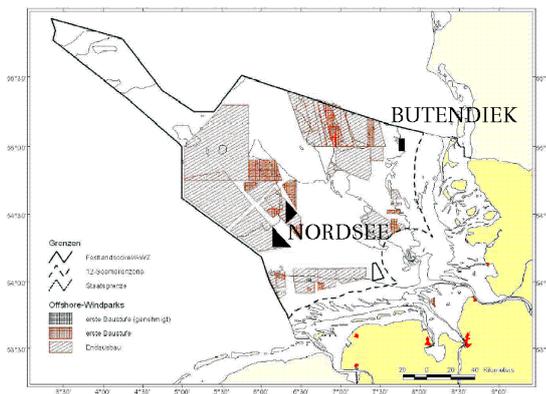


Abb. 4.3 Standorte Nordsee

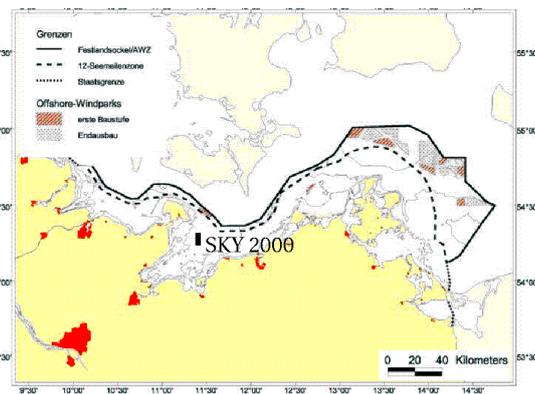


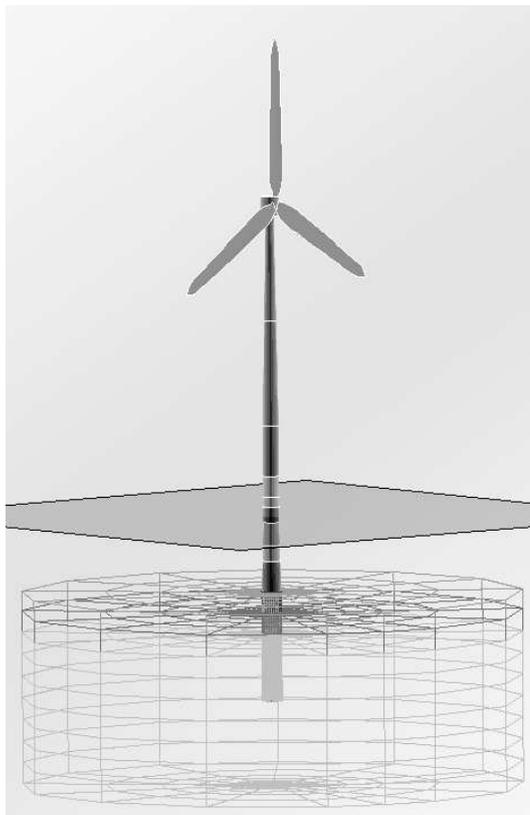
Abb. 4.4 Standort Ostsee

Es sind daher keine Untersuchungen an OWEA-Gründungen vorgenommen worden, deren Unterlagen wir nach dem 15.06.2003 erhalten haben. Hierzu gehören z. B. Schwergewichts-, Senkkasten-, Halbttaucherfundamente oder abgespannte Konstruktionen. Zu Beginn des Vorhabens wurde festgelegt, daß insgesamt drei verschiedene OWEA-Gründungstypen untersucht werden sollten.

Große Unterschiede in den Baugrundeigenschaften gibt es vor allem zwischen den Nordseestandorten (sandiger Boden) und dem Ostseestandort (hier sind die oberen 20 m nicht tragfähige Sedimente). Die Kartenausschnitte in Abb. 4.3 und Abb. 4.4 zeigen, wo sich die Planungsgebiete befinden.

4.2.1 OSB Butendiek: Monopile

Der geplante Standort des Offshore-Bürger-Windparks Butendiek befindet sich in der Ausschließlichen Wirtschaftszone (AWZ) nahe der deutsch-dänischen Grenze, ab etwa 34 km westlich von Sylt. Die Wassertiefen im Planungsgebiet betragen im Durchschnitt 20 Meter. Bei den vorgesehenen Windenergieanlagen soll es sich nach heutiger Planung um Maschinen mit einer Nennleistung von jeweils mindestens 3 MW handeln. Eine Baugenehmigung wurde bereits erteilt. Der Monopile ist die klassische Gründungsvariante für OWEA. Die bislang in Schweden und Dänemark gebauten Anlagen sind größtenteils auf Monopiles gegründet; es wird davon ausgegangen, daß eine Monopile-Gründung bis zu einer Wassertiefe von 30 m wirtschaftlich auszuführen ist.



Gründungsdaten	Monopile OSB Butendiek
Rohrdurchmesser	4200 mm ..
Gründungspfahl:	5500 mm
Wassertiefe:	20 m
Einbindelänge:	28 m
Vorgesehene WEA	Vestas V90 3 MW
Nabenhöhe:	SKN +80 m
Rotordurchmesser:	90 m
Tiefster Punkt	
Rotorblatt:	SKN +35 m

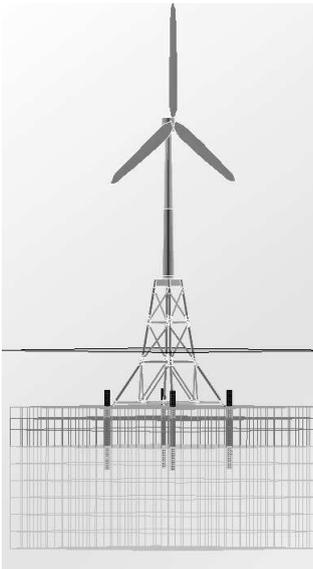
Abb. 4.5 Entwurf eines Monopiles für Butendiek

Der Offshore-Bürger-Windpark Butendiek stellte uns in Zusammenarbeit mit der IMS Ingenieurgesellschaft Unterlagen einer Monopile-WEA in 20 m Wassertiefe und mit 28 m Pfahleinbindelänge zur Verfügung:

4.2.2 OSB Butendiek: Jacket

Die Jacketgründung ist im Offshore-Bereich weit verbreitet. Ihr Vorteil liegt in der hohen Festigkeit bei wenig Materialverbrauch. Es kann in großen Wassertiefen zum Einsatz

kommen. Nachteilig beim Einsatz als Gründung für Offshore-WEA sind die mit der aufwendigen Konstruktion verbundenen hohen Kosten; dieses Jacket ist neben dem Monopiel eine Entwurfsvariante für den Offshore-Windpark Butendiek.

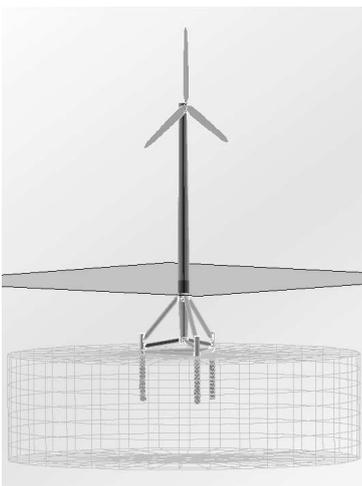


Gründungsdaten	Jacket OSB Butendiek
Rohrdurchmesser Gründungspfahl: Wassertiefe: Einbindelänge:	1829 mm 20 m 22 m
Vorgesehene WEA	Vestas V90 3 MW
Nabenhöhe: Rotordurchmesser: Tiefster Punkt Rotorblatt:	SKN +80 m 90 m SKN +35 m

Abb. 4.6 Jacket für Butendiek

4.2.3 EOS Offshore: Tiefliegender Tripod

Der Hochsee-Windpark Nordsee liegt in einem Gebiet mit ca. 40 m Wassertiefe. Hierfür ist ein tiefliegender Stahl-Tripod entworfen worden.



Gründungsdaten	Tripod EOS Offshore
Rohrdurchmesser Gründungspfähle: Wassertiefe: Einbindelänge:	3048 mm 40 m 25 m
Vorgesehene WEA	N. N. 5 MW
Nabenhöhe: Rotordurchmesser: Tiefster Punkt Rotorblatt:	SKN +90 m 115 m SKN +32,5 m

Abb. 4.7 Tripod für EOS Offshore

4.2.4 SKY 2000: Tiefliegender Tripod

Der Windpark SKY 2000 wird von der E.ON Energy Projects GmbH geplant und befindet sich in der Ausschreibungsphase, als wir das WEA-Design eines Bieters erhielten.

SKY 2000 liegt in einem z. Zt. nicht genutzten Gebiet in der Lübecker Bucht. Die Wassertiefe beträgt rund 20 m, daran schließt sich eine 15 – 20 m mächtige Schicht aus weichen Sedimenten (Schlick) an, bevor tragfähiger Baugrund erreicht wird.

Der Schiffsverkehr besteht zum großen Teil aus Fährschiffen von und nach Travemünde und einer Reihe kleinerer Frachter und Tanker.

Ebenfalls von der IMS Ingenieurgesellschaft haben wir Unterlagen über eine Tripod-Gründung, hier für den Standort Sky 2000 in der Lübecker Bucht erhalten. Dieser Standort zeichnet sich durch seine sehr schwierigen Baugrundverhältnisse aus. Das vorliegende Modell ist ein Vorentwurf aus der Angebotsphase.



Gründungsdaten	Tripod EON SKY 2000
Rohrdurchmesser	
Gründungspfähle:	2743 mm
Wassertiefe:	22 m
Einbindelänge:	44 m
Vorgesehene WEA	Vestas V90 3 MW
Nabenhöhe:	SKN +70 m
Rotordurchmesser:	90 m
Tiefster Punkt	
Rotorblatt:	SKN +25 m

Abb. 4.8 Tripod für SKY 2000 (EON)

4.3 Schiffe

Zu Beginn der Arbeiten wurde in Zusammenarbeit mit dem Germanischen Lloyd festgelegt, welche Schiffstypen in den Untersuchungen berücksichtigt werden sollten. Zugrunde gelegt wurde eine Untersuchung des Instituts für Seeverkehrswirtschaft und Logistik, in der statistische Daten zu Schiffsbewegungen in Nord- und Ostsee zusammengestellt und ausgewertet wurden [21]. Ziel der Untersuchung war eine Bewertung des Unfallrisikos von Schiffen in der deutschen Nord- und Ostsee und damit verbunden die Klärung der Notwendigkeit des Vorhaltens von Hochseeschleppern für den Fall von Schiffskollisionen.

Die zugrundegelegten Daten stammten aus dem 1. Quartal 2000; es wird jedoch mit einem Anstieg der Zahl der Schiffsbewegungen und damit auch der Zahl der Zwischenfälle gerechnet.

Der Anteil der verschiedenen Schiffstypen wurde für die Jahre 1995 bis 1999 ermittelt und für das Jahr 2010 geschätzt, dabei steigt die Zahl der Schiffsbewegungen absolut von 373.023 zwischen 1995 und 1999 (Mittelwert) auf 450.086 (2010, geschätzt).

	Stückgut	Fähren	Tanker	Container	Massengut
Jahre 1995 - 1999	5 %	24 %	12 %	8 %	5 %
Jahr 2010	49 %	21 %	11 %	5 %	5 %

Tab. 4.1 Anteil von einzelnen Schiffstypen an den gesamten Schiffsbewegungen

4.3.1 Doppelhüllentanker

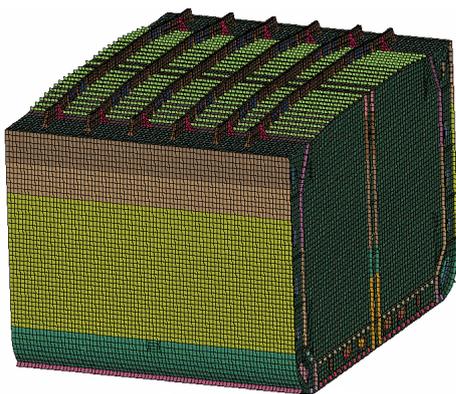


Abb. 4.9 Modellierter Sektion

Doppelhüllentanker 31.600 t_{dw}

Annahmen für die Berechnung:

Masse	45.000 t
Breite	27,72 m
Tiefgang	12,80 m
Höhe	17,30 m
Länge	150,00 m
Trägheit	$5,5 \times 10^9 \text{ kgm}^2$

Tab. 4.2 Doppelhüllentanker:

Annahmen

Ein Doppelhüllentanker mit 31.600 t_{dw} ist ein typischer Tanker in der Nord- und Ostsee, der Anteil von Tankern > 15.000 t_{dw} liegt bei über 50 % am Gesamtaufkommen

von Tankern. Eine Betrachtung von kleineren Tankern ist im Rahmen dieser Untersuchung nicht sinnvoll, da möglichst schwerwiegende Schadensereignisse untersucht werden sollten. Doppelhüllentanker stellen den Stand der Technik bei Tankern dar; nach dem Unfall der „Erika“ wurde von der IMO 2001 endgültig beschlossen, schrittweise die Einhüllentanker aus dem Verkehr zu ziehen. Desgleichen wurde von den USA und der EU beschlossen: Ab 2015 sind die EU-Gewässer für Einhüllenschiffe gesperrt. Im Jahr 2004 wurde darüber hinaus beschlossen, daß ab 2007 Stoffe, die eine den Mineralölen vergleichbare Umweltgefahr darstellen, etwa Pflanzenöle oder Paraffinwaxe, in Doppelhüllentankern transportiert werden müssen [17]. Dies wird insgesamt zu einer Anhebung des Sicherheitsniveaus auch in den deutschen Seegebieten führen.



Abb. 4.10 Sektion eines Doppelhüllentankers (Modell)



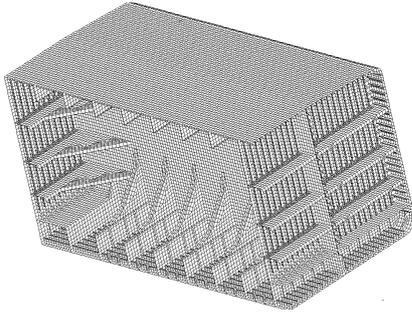
Abb. 4.11 Modell eines Doppelhüllentankers

4.3.2 Einhüllentanker

Tanker mit bis zu 160.000 tdw sind erfahrungsgemäß die größten in der Nordsee eingesetzten Tanker; in der Ostsee sind sie aufgrund der Tiefgangsbeschränkung im Belt ebenfalls die größtmöglichen Tanker. Daher wird ein Tanker dieser Größe als „Störfallbemessungsschiff“ für Kollisionen Schiff – OWEA angesetzt [24].

Da im Rahmen dieses Vorhabens möglichst schwerwiegende Szenarien identifiziert werden sollten, ist ein Einhüllentanker mit 150.000 tdw gewählt worden, um diesen größten in deutschen Seegebieten vorkommenden Tanker abzudecken.

Bei einem Vergleich der beiden in den Simulationen verwendeten Tanker ist zu beachten, daß sich die kinetische Energie (und damit die abzubauenen Kollisionsenergie) der Schiffe proportional zu den Massen der beiden Schiffe verhält. Bei einer angenommenen Driftgeschwindigkeit von $2,0 \frac{m}{s}$ beträgt die kinetische Energie des Doppelhüllenschiffes $E_k = 45.000.000 \cdot \frac{2,0^2}{2} = 9,0 \cdot 10^7 J$, die des Einhüllentankers jedoch $E_k = 200.000.000 \cdot \frac{2,0^2}{2} = 4,0 \cdot 10^8 J$, was dem Faktor 4,4 entspricht. Bei einer Driftgeschwindigkeit von $4,0 \frac{m}{s}$ beträgt die kinetische Energie des Doppelhüllenschiffs $3,6 \cdot 10^8 J$.



Einhüllentanker 150.000 tdw

Annahmen für die Berechnung:

Masse	200.000 t
Breite	46,00 m
Tiefgang	16,50 m
Höhe	23,30 m
Länge	304,00 m
Trägheit	$67,7 \times 10^9 \text{ kgm}^2$

Abb. 4.12 Hälfte einer modellierten Sektion

Tab. 4.3 EINHÜLLENTANKER:
Annahmen

Das Risiko von Umweltverschmutzungen ist bei einer Kollision eines EINHÜLLENSCHIFFES höher als bei einer Kollision eines DOPPELHÜLLENTANKERS mit einer OWEA, da bei einer Penetration der Hülle der Ladetank leckschlägt und im schlimmsten Fall die Ladung eines gesamten Tanks auslaufen kann. An gleicher Stelle hinter der äußeren Hülle eines DOPPELHÜLLENTANKERS befinden sich meistens die Tanks für Ballastwasser. Wird die äußere Hülle beschädigt, besteht keine akute Umweltgefährdung; erst bei zusätzlichem Durchschlagen der Doppelhülle kann Ladung austreten.



Abb. 4.13 EINHÜLLENTANKER

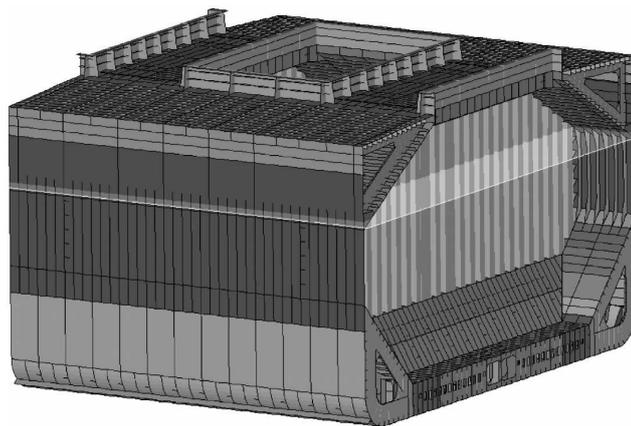
Betriebsstoffe (Schweröl etc.) werden normalerweise im Doppelboden gelagert. Somit besteht bei einer Beschädigung des Bodens die Gefahr von folgenschweren Umweltver-

schmutzungen durch Austritt von Schweröl nur in begrenztem Umfang.

4.3.3 Massengutfrachter

Unter Massengutschiffen (Bulk Carrier) versteht man Trockenfrachtschiffe oder Trockenfracht und Öl kombiniert transportierende Schiffe. Als Massengut (oder Schüttgut) gilt Erz, Kohle, Getreide u.a. Das spezifische Gewicht dieser Güter ist außerordentlich unterschiedlich, d.h. für den Transport von Erz wird ein Schiff mit relativ kleinem Erzladerraum aber großer Tragfähigkeit benötigt, für den Transport von Getreide dagegen große Räume bei relativ kleiner Tragfähigkeit.

Viele Schiffe besitzen eine sogenannte alternierende Beladungsmöglichkeit: Da Erze ein sehr großes spezifisches Gewicht besitzen, werden in jedem Laderaum nur geringe Volumina für die Erzladung benötigt, um das Schiff auf seinen maximal zulässigen Tiefgang abzuladen. Deswegen werden häufig kurze Erzladeräume und lange Leerladeräume gebaut, um den Gewichtsschwerpunkt der Ladung in den vollgefüllten kurzen Erzladeräumen nach oben zu verlagern. Bedingt durch die tiefe Lage des Gesamtgewichtsschwerpunktes können sehr unangenehme, kurze Rollbewegungen im Seegang entstehen.



Massengutfrachter 170.000 tdw Annahmen für die Berechnung:

Masse	250.000 t
Breite	46,00 m
Tiefgang	18,00 m
Höhe	24,40 m
Länge	283,00 m
Trägheit	$84,6 \times 10^9 \text{ kgm}^2$

Tab. 4.4 Massengutfrachter:

Abb. 4.14 Modellierte Sektion

Annahmen

Das Gefährdungspotential für die Umwelt, das durch diese Schiffe hervorgerufen wird, ist je nach Ladung sehr unterschiedlich. Während bei Getreidefahrt das Austreten von Ladung unkritisch ist, kann es bei Transport von Düngemitteln oder Erzen wesentlich höher liegen, wobei es bei einer Kollision eines mit Erzen beladenen Bulk Carriers durchaus möglich ist, daß der beschädigte Laderaum leer ist und somit keine unmittelbare Gefahr durch austretende Ladung entsteht, sofern das Schiff seine Schwimmfähigkeit nicht verliert.

Das in den Berechnungen verwendete Schiff hat eine Einhüllenstruktur. In den Abmessungen und der Tragfähigkeit ist es dem Einhüllentanker ähnlich.



Abb. 4.15 Massengutfrachter

4.3.4 Containerschiff

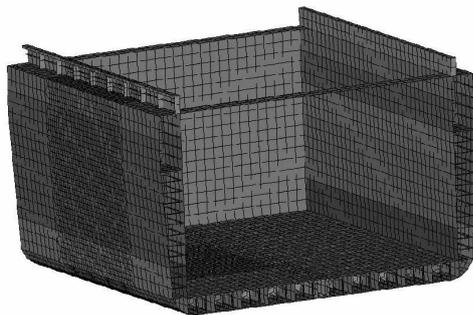


Abb. 4.16 Modellierte Sektion

Containerschiff 2.300 TEU

Annahmen für die Berechnung:

Masse	52.000 t
Breite	29,80 m
Tiefgang	12,00 m
Höhe	16,50 m
Länge	250,00 m
Trägheit	$79,0 \times 10^9 \text{ kgm}^2$

Tab. 4.5 Containerschiff:
Annahmen

Mit der steigenden Verbreitung des Containertransports werden zunehmend alle Trockenfrachter so gebaut, daß sie auch zum Transport von Containern geeignet sind. Es hat sich der Container-Mehrzweckfrachter (COM) oder Container-Massengutschiffstyp (OBC, Conbulker) durchgesetzt, das sind Frachtschiffe, die sowohl für Container als auch Massen- bzw. Stückgut geeignet sind. Diese offenen, d.h. mit sehr großen Lukenöffnungen versehenen Schiffe, besitzen meist kein Zwischendeck und sind in Doppelhüllenkonstruktion gebaut. Die Schiffe werden in einer Größenordnung bis zu einer Tragfähigkeit von 60.000 tdw bzw. einer Kapazität von 2000 TEU (Twentyfoot Equivalent Units) gebaut. Die Schiffe der sogenannten dritten Generation wurden dann mit bis zu 3000 TEU gebaut; es gibt aber auch bis zu 7.500 TEU-Schiffe (reine Containerschiffe).

Bei dem in Abb. 4.16 gezeigten Schiff handelt es sich um ein Containerschiff mit einer Kapazität von 2.300 TEU, es ist ein Schiff, das für Mittelstrecken und als „Feeder“-Schiff eingesetzt wird; Feeder verteilen Container, die in großen Häfen, wie Hamburg oder Rotterdam entladen werden, auf ihre eigentlichen Bestimmungsorte, z. B. in Skandinavien, da die Häfen dort nicht von den großen Containerschiffen angelaufen werden.



Abb. 4.17 Containerschiff 2.500 TEU

Die Frequenz, mit der diese Schiffe in der Nordsee verkehren ist aber wesentlich höher, als die der großen Containerschiffe; in der Ostsee verkehren praktisch keine Containerschiffe > 50.000 tdw [21]. Daher deckt die Annahme eines Schiffs dieser Größenordnung das Gefahrenpotential durch Containerschiffe in der Nordsee weitestgehend und in der Ostsee komplett ab.

4.3.5 Berechnung der Trägheitsmomente

Aus der Masse läßt sich überschläglich das Gesamtträgheitsmoment bestimmen. Das Trägheitsmoment benötigt man für die Idealisierung der nicht vernetzten Teile des Schiffs, die ideell durch die Schotte dargestellt sind. Die Schotte sind als Starrkörper modelliert und miteinander verbunden, so daß das Schiff als Einheit wirken kann.

Nach [27] kann das Trägheitsmoment mit der Formel $I = m \cdot 0,16 B^2$ für Frachtschiffe überschläglich berechnet werden. Für den Doppelhüllentanker mit 45.000t Gesamtmasse ergibt sich: $I = 4,5 \times 10^7 \cdot 0,16 \cdot 27,72^2 = 5,5 \times 10^9 \text{ kgm}^2$.

4.3.6 Berechnung der Schiffsbewegung

Eine wichtige Phase der Schadensberechnungen bei Kollisionen ist die Berechnung der Bewegung des Schiffes. Dabei sind die Kontaktkräfte im Stoßbereich als Eingabedaten für die Berechnung notwendig. Wird die Berechnung der Schiffsbewegung zusammen mit der Strukturanalyse durchgeführt, müssen die Kräfte abhängig von der Relativbewegung des Schiffes und des rammenden Körpers ermittelt werden. Die Bewegung des im Wasser schwimmenden Schiffes wird dabei durch die hydrodynamischen Kräfte beeinflusst. Die Bewegung des Wassers rund um den Schiffskörper wird meistens mit der Potentialtheorie erfaßt. Nach dieser Theorie werden die hydrodynamischen Kräfte bei einer harmonischen Erregung des Schiffsrumpfes relativ einfach bestimmt. Die Methode für die Berechnung der nichtstationären Schiffsbewegung mit Verwendung der Potentialtheorie ist ebenfalls gut bekannt [33], [37]. Eine solche Prozedur ist bereits in der vorhandenen LS-DYNA Version implementiert (Befehl *BOUNDARY_MCOL). Das verwendete Berechnungsverfahren ist dem Verfahren von [37] ähnlich. Die Bewegungskomponenten $\{x(t)\}$ werden aus folgenden Gleichungen ermittelt:

$$\{[M] + [m(\infty)]\}\{\ddot{x}(t)\} + \int_0^t [g(\tau)]\{\dot{x}(t - \tau)\}d\tau + [K]\{x(t)\} = \{f(t)\} \quad (4.1)$$

mit:

$[g(\tau)]$	$= 2\frac{2}{\pi} \int_0^\infty [C(\omega)] \cos\omega\tau d\omega$	$[M]$	Massenmatrix,
$[m(\infty)]$	Matrix der hydrodynamischen Zusatzmassen für die Schwingungsfrequenz $\omega = \infty$	$[C(\omega)]$	Dämpfungsmatrix,
$[K]$	Matrix der hydrostatischen Rückstellkräfte	$\{f(t)\}$	äußere Kräfte

Bei diesem Verfahren werden die Koeffizienten der Differentialgleichung mit einer aufwendigen Integrationsprozedur ständig neu berechnet.

4.3.7 Hydrodynamische Zusatzmassen

Bei jeder Verschiebung des Schiffsrumpfes wird das umgebende Wasser in die Bewegung einbezogen. Auf dem Rumpf des Schiffes mit der Masse M entstehen dabei hydrodynamische Kräfte F_h , deren Abhängigkeit von den Bewegungskomponenten x auf folgende Weise beschrieben werden kann:

$$\{F_h\} = [m]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [C_2]\{\dot{x}^2\} + [K]\{x\} \quad (4.2)$$

Die Dämpfung wird in der Gleichung (4.2) abweichend von der linearen Theorie (4.1)

mit den Koeffizienten $[C]$, $[C_2]$ beschrieben. Der Koeffizient $[C_2]$ stellt dabei einen Verwirbelungsverlustfaktor dar, der dem hydrodynamischen Widerstand des Rumpfes bei konstanter Geschwindigkeit entspricht. Ein Anteil der Kraft in (4.2) ist zur Beschleunigung proportional. Den Proportionalitätsfaktor nennt man hydrodynamische Zusatzmasse. Betrachtet man nur die Bewegung in einer Richtung, z.B. y , dann kann die hydrodynamische Zusatzmasse m_y aus dem Koeffizienten der hydrodynamischen Zusatzmasse m_{ay} und der Schiffsmasse M berechnet werden: $m_y = m_{ay}M$. Da beim Versetzen keine Rückstellkraft entsteht, lautet die Gleichung (4.2) dann wie folgt:

$$F_{hy} = m_{ay}M\ddot{y} + C_y\dot{y} + C_{2y}\dot{y}^2 \quad (4.3)$$

Die Koeffizienten der hydrodynamischen Zusatzmassen für den Fall der Kollision wurden in den Jahren 1967-69 von der Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt anhand von Modellversuchen ermittelt [18], [19]. Um den gewünschten Beschleunigungsverlauf bei den Versuchen zu erzielen, wurde das Modell mit einer Kurvenscheibe geführt. Es stellte sich bei den Versuchen mit unterschiedlichen Kurvenscheiben heraus, daß m_{ay} von dem Beschleunigungsverlauf stark abhängig ist. Die Dämpfung wurde bei der Auswertung der Ergebnisse offenbar vernachlässigt. Die numerischen und experimentellen Analysen von Matora [33] haben gezeigt, daß m_{ay} sich mit der Dauer des Vorganges ändert. Die Dämpfung wurde in dieser Arbeit ebenfalls vernachlässigt.

4.4 Quasi-Statische Berechnung des Gebrauchszustands der OWEA

Sämtliche Bauwerke und technischen Anlagen unterliegen während ihres Lebenszyklus ständigen sowie veränderlichen Einwirkungen. Da die Kollisionsbelastung zusätzlich zu diesen Beanspruchungen auf die Strukturen wirkt, ist es sinnvoll und auch notwendig, diese Einwirkungen zu berücksichtigen.

Daher wird vor der eigentlichen Kollisionsberechnung eine statische Analyse durchgeführt, in der die Konstruktion mit den vorhandenen Belastungen bzw. hieraus abgeleiteten Ersatzlasten beaufschlagt wird.

In der Berechnung sind die folgenden Einwirkungen berücksichtigt worden, die Lasten wurden nacheinander in mehreren Schritten aufgebracht:

1. Anfangsspannungszustand im Baugrund:

Die Auswirkungen des Einbringverfahrens auf den Spannungszustand im Baugrund werden nicht berücksichtigt. Der Rammvorgang ist mit der Methode der

finiten Elemente nur bedingt zu erfassen. Berücksichtigt ist nur der Erdruchdruck des ungestörten Baugrunds.

2. Eigengewicht der Gründungskonstruktion und der WEA:

Die Pfähle werden als Rohrquerschnitte dargestellt. Bei Ansatz eines statisch äquivalenten Vollquerschnitts würde der Gründungskörper einen Teil der Belastung über Sohlspannungen in den Baugrund abtragen. Dies führt zu falschen Ergebnissen. Die Belastung aus Eigengewicht wurde aus den Abmessungen der Struktur, sowie Herstellerangaben zur Gondel (Masse, Schwerpunkt) ermittelt.

3. Betriebslasten:

Die Betriebslasten werden als Einzellasten und –momente entsprechend der Herstellerangaben aufgebracht.

4. Wind, Wellen und Strömung:

Da keine zyklischen Effekte modelliert werden können (lange Einschwingzeiten etc.) sind lediglich die statischen Ersatzlasten nach Berechnungsvorschriften der GL-WindEnergie GmbH [15] berücksichtigt worden.

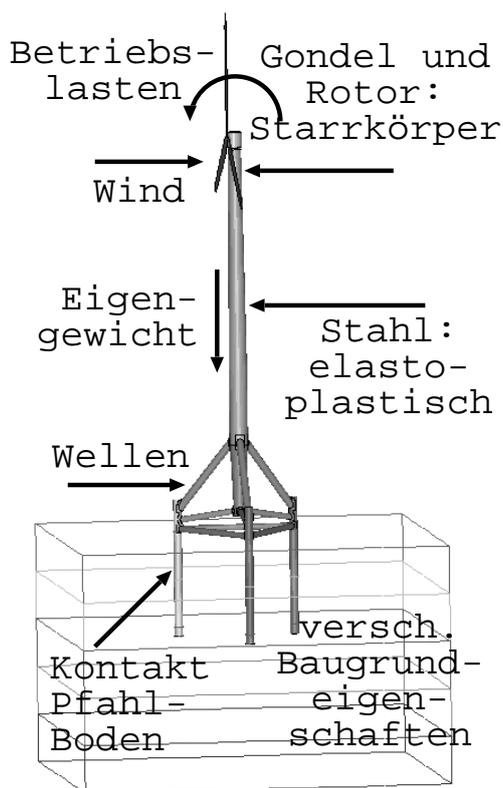


Abb. 4.18 Modell eines Tripods

Berücksichtigte Einwirkungen:

- Anfangsspannungszustand im Baugrund
- Eigengewicht der OWEA
- Betriebslasten
- Wind, Wellen und Strömung

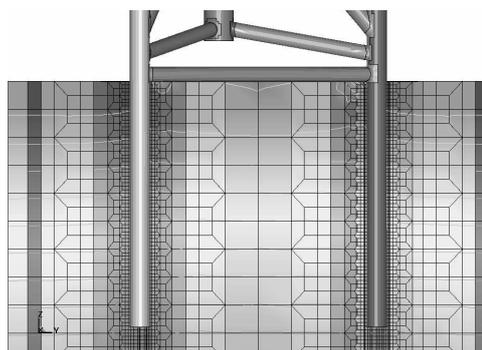


Abb. 4.19 Druckspannungsverteilung σ_z

Die Ergebnisse der statisch-impliziten Berechnung (Elementspannungen und Knotenverschiebungen etc.) werden in einer Datei gespeichert, so daß sie für die Simulationsrechnung zur Verfügung stehen.

4.5 Simulationsrechnung

Für die Durchführung der Kollisionsrechnung muß jetzt dem jeweiligen OWEA-Modell mit den im vorigen Schritt berechneten Ergebnissen (Spannungen, Verschiebungen), noch ein Schiffsmodell hinzugefügt werden.

Für das Schiff muß die Ausgangsposition, die Lage im Wasser (Tiefgang), der Wasserstand, die Driftgeschwindigkeit und der -winkel festgelegt werden. Außerdem werden Kontaktflächen an Schiff und OWEA definiert.

Die Simulationsrechnung wird mit einem dynamisch-expliziten Verfahren durchgeführt, d.h. es gibt nicht wie bei einem impliziten Verfahren eine Möglichkeit, über Konvergenzkriterien die Güte oder Genauigkeit der Ergebnisse zu beeinflussen. Es bleibt lediglich die Kontrolle der im System vorhandenen Energiesumme: Sie muß während der gesamten Berechnung konstant bleiben, Abweichungen zeigen, daß es zu Fehlern gekommen ist. Folgende Gleichung sollte über den gesamten Verlauf der Berechnung gelten:

$$E_{kin} + E_{int} + E_{si} + E_{damp} + E_{hg} = E_{kin}^0 + E_{int}^0 + W_{ext} \quad (4.4)$$

mit

E_{kin}	aktuelle kinetische Energie	E_{int}	aktuelle interne Energie
E_{si}	aktuelle Kontaktenergie (mit Reibung)	E_{damp}	aktuelle Dämpfungsenergie
E_{hg}	aktuelle „Hourglass“-Energie	E_{kin}^0	anfängliche kinetische Energie
E_{int}^0	anfängliche interne Energie	W_{ext}	Summe der äußeren Arbeit

Kommt es zu strukturellem Versagen (einzelne finite Elemente werden gelöscht), kann die Energiesumme plötzlich ansteigen, da es durch den Verlust von Masse zu Instabilitäten kommt.

Leider kann die Betrachtung der Energiesumme in den hier durchgeführten Berechnungen nicht in allen Fällen aufschlußreiche Ergebnisse liefern, da über das Unterprogramm *BOUNDARY_MCOL Energie in das System eingetragen wird, über die nicht korrekt

Buch geführt wird; vor allem, wenn Energie durch Drehung des Schiffs usw. konsumiert wird. Es scheint (diese Beobachtung wurde von Mitarbeitern eines Softwarehauses bestätigt), als hätten die Programmierer – das Unterprogramm war von externer Stelle für LS-DYNA programmiert worden – an einer Stelle Register für interne Energie mit Registern für kinetische Energie verwechselt. Zudem gibt *BOUNDARY_MCOL seine Daten nicht kontinuierlich über die Simulationszeit aus, sondern erst am Ende der Simulation für einen Zeitabschnitt nach der eigentlichen Simulation, was dazu führt, daß die internen Berechnungen nicht vollkommen nachvollziehbar sind. Daher mußten die Ausgaben korrigiert werden.

Die Berechnung kann genauer werden, wenn die Größe der Zeitabschnitte, die in jedem Berechnungsschritt betrachtet werden, verringert wird. Normalerweise berechnet das Programm selbständig eine maximale Größe und mindert sie dann um einen Faktor ab, der Benutzer kann aber auch ein Maximum vorgeben, das dann nicht überschritten wird.

4.5.1 Parametervariationen

Um verschiedene Kollisionsszenarien zu modellieren, sind bei gegebenem Schiff und gegebener OWEA verschiedene Parameter variiert worden:

1. Driftgeschwindigkeit:

Grundsätzlich ist von einer Driftgeschwindigkeit von $2 \frac{m}{s}$ ausgegangen worden, in Einzelfällen wurden aber auch Kollisionen mit 3 oder $4 \frac{m}{s}$ simuliert, um Unterschiede in den Auswirkungen feststellen zu können.

2. Geschwindigkeitskomponenten:

Normalerweise wurde die Ausgangsgeschwindigkeit horizontal angesetzt. Für eine einfache Modellierung von Seegang ist in einem Fall eine Vertikalkomponente v_z von $0,5 \frac{m}{s}$ hinzugefügt worden.

3. Driftwinkel:

Bei einem zentrischen Stoß (das Schiff prallt im 90° -Winkel mit dem Massenschwerpunkt auf die OWEA) wird die meiste kinetische Energie in die OWEA eingetragen, da keine Starrkörperrotation des Schiffs ausgelöst wird. Dieses globale „worst-case“-Ereignis muß aber nicht notwendigerweise auch die größten Schäden am Schiff hervorrufen, da lokale Effekte (z. B. Aufschlitzen der Schiffshülle durch scharfkantige Teile) ebenfalls eine Rolle spielen können.

4. Lage der Kontaktzone im Schiff:

Trifft das Schiff nicht mit dem Massenschwerpunkt auf die OWEA, wird durch Starrkörperrotation ein Teil der Energie verbraucht.

5. Ort des Aufpralls (OWEA):

Bei gegliederten Gründungsstrukturen sind verschiedene Kontaktbereiche möglich, so kann das Schiff bei einem Tripod auf ein oder zwei Kopfstreben gleichzeitig oder nacheinander auftreffen, was zu unterschiedlichen Kollisionsabläufen führt.

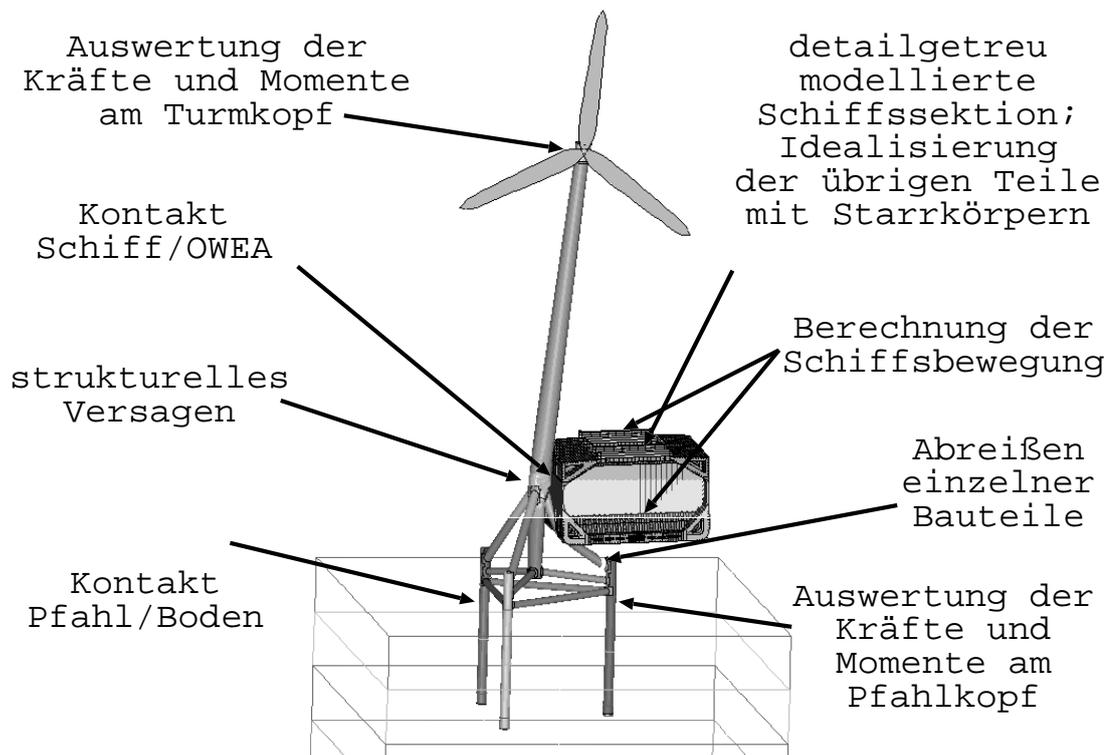


Abb. 4.20 Kollision: Eingangsdaten, Einflüsse und Ausgaben

4.5.2 Modellierung von Versagensmechanismen

Das Versagen einzelner Bauteile ist ein entscheidender Punkt innerhalb der Simulation. Es gibt mehrere Auslöser für Versagen:

1. Plastische Dehnung (Traglast):

Zunächst wird in einem Element die Nennfestigkeit erreicht. Gleichzeitig bedeutet dies, daß das Bauteil durch weitere Belastung plastische (irreversible) Verformungen erleidet. Die Größe dieser plastischen Verformungen ist durch das Bruchdehnungskriterium begrenzt. Wird auch dieses überschritten, tritt Versagen in Form eines Risses auf. In der Berechnung wird jedes Element, bei dem das Bruchdehnungskriterium überschritten wird, gelöscht.

Diese Art des Versagens tritt vor allem bei Zugbeanspruchung auf.

2. Knicken, Beulen:

(Stab-)Knicken und (Schalen-)Beulen sind Versagensformen, die auch schon im elastischen Bereich auftreten können. Durch Druck- und/oder Biegebeanspruchung werden Bauteile so stark verformt, daß sie instabil werden, d.h. bei kleiner zusätzlicher Belastung weitere große Verformungen erleiden, bzw. effektiv keine weitere Last aufnehmen können. Diese Phänomene werden durch den nichtlinearen Lösungsansatz im Berechnungsprogramm berücksichtigt. Allerdings sind diese Effekte in dynamischen Vorgängen und bei der hier angewendeten recht groben Vernetzung des Modells eher qualitativ als quantitativ zu bewerten.

3. Baugrund:

Durch die hohe Belastung des Bodens infolge der Kollision kann es zu großen Verformungen kommen. Große plastische Verformungen können nur durch Veränderung im Korngerüst (z. B. Scherfugenbildung etc.) realisiert werden, d. h. der Boden verliert Tragfähigkeit bzw. versagt. Bodenmechanische Versagensmechanismen können aber mit dem gewählten Modell wegen seiner Vereinfachungen nicht abgebildet werden. Daher kann es infolge einer zu hohen Steifigkeit des Bodenkörpers zu fehlerhaften Berechnungsergebnissen kommen. Diese Fehler liegt aber auf der „sicheren Seite“, da die OWEA mehr Widerstand leisten kann und somit tendenziell größere Schäden am Schiff verursacht.

Kapitel 5

Einflüsse verschiedener Modellannahmen

Um die Auswirkungen verschiedener Annahmen einschätzen zu können, sind zunächst vereinfachte Berechnungsmodelle erstellt worden, die dann im weiteren Verlauf ergänzt wurden:

1. Berücksichtigung nur der OWEA und des Schiffs (ohne Boden und Wasser): Die OWEA wurde fest eingespannt; dem Schiff wurde Trägheit und Anfangsgeschwindigkeit zugeordnet.
2. Zusätzliche Berücksichtigung des Wassers (Schiffsbewegungen und Wassermassen)
3. Werkstoff Stahl: Ermittlung und Variation eines Bruchkriteriums

Zu Beginn der Analysen wurden verschiedene Kollisionsberechnungen ohne Boden vorgenommen, da Erfahrungen mit dem Verhalten der beiden Kollisionspartner gewonnen werden mußten. Die an der Forschungsstelle vorhandenen Kenntnisse konnten zunächst besser auf diese, wenn auch vereinfachte, Berechnung übertragen werden. Für die Berechnungen wurden der 31600-t-Doppelhüllentanker und die Jacket-Gründungskonstruktion ausgewählt. Als Szenario wurde festgelegt, daß das Schiff seitlich mit 2 m/s unter einem Winkel von 45° auf die Konstruktion treibt. Der Wasserstand wurde variiert, so daß in einem Fall (NW) das Schiff den Pfahlkopf berührt.

In der nachstehenden Tabelle sind die verschiedenen durchgeführten Berechnungen aufgelistet, die in diesem Kapitel betrachtet werden. Anhand der hieraus gewonnenen Erkenntnisse sind die Parameter für alle nachfolgenden Berechnungen gewählt worden.

Jacket						
Nr.	Driftrichtung	Wasserstand	Einspannung	mcol	Boden	Bewertung
1	seitlich -y	HW	Meeresboden	nein	nein	Sektion zu kurz
2	45° +x/-y	HW	Pfahlfuß	nein	nein	Schiffsbewegung unrealistisch
3	45° +x/-y	HW	Meeresboden	nein	nein	
4	45° +x/-y	NW	Pfahlfuß	nein	nein	
5	45° +x/-y	NW	Meeresboden	nein	nein	
6	45° +x/-y	HW	Meeresboden	ja	nein	Schäden groß
7	45° +x/-y	NW	Meeresboden	ja	nein	
8	45° +x/-y	NW		ja	ja	
9	45° +x/-y	HW		ja	ja	
10	45° +x/-y	NW	p-y-curves	ja		
Tripod						
Nr.	Driftrichtung		Bruchdehnung	mcol	Boden	Bewertung
11	seitlich -y		12%	ja	ja	
12	seitlich -y		3%	ja	ja	
Monopile						
Nr.	Driftrichtung		Bruchdehnung	mcol	Boden	Bewertung
13	seitlich -y		10%	ja	ja	
14	seitlich -y		8,5%	ja	ja	

Tab. 5.1: In diesem Kapitel behandelte „Testberechnungen“

5.1 Baugrund

5.1.1 Idealisierung, Stoffgesetz

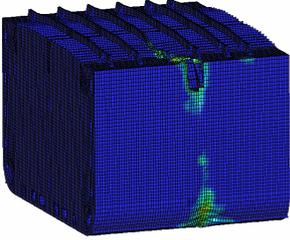
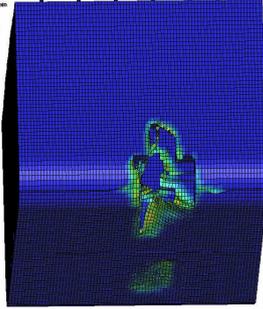
Einfache Idealisierung des Baugrundes

Zunächst wurden hierbei zwei verschiedene Einspannebenen als extremste denkbare Randbedingungen angenommen:

1. Oberkante Meeresboden: Die Pfähle sind horizontal und vertikal unverschieblich, keine Verformung unterhalb des Meeresbodens möglich.
2. Höhe Pfahlfuß: Die Konstruktion ist am Pfahlfuß unverschieblich gelagert, daher keine Einschränkung der Verformbarkeit in horizontaler Richtung (extrem weich).

Die Berechnungen ergaben die folgenden Ergebnisse:

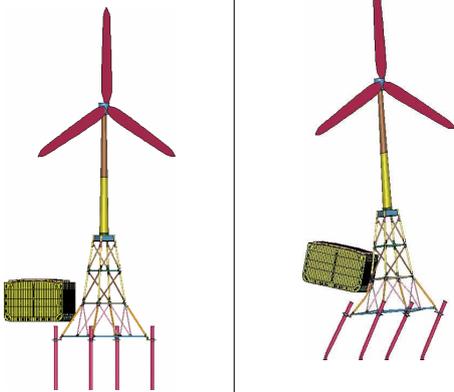
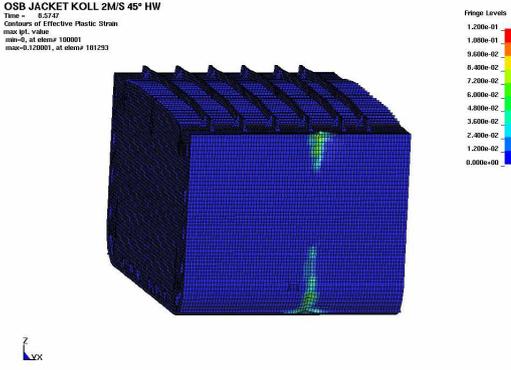
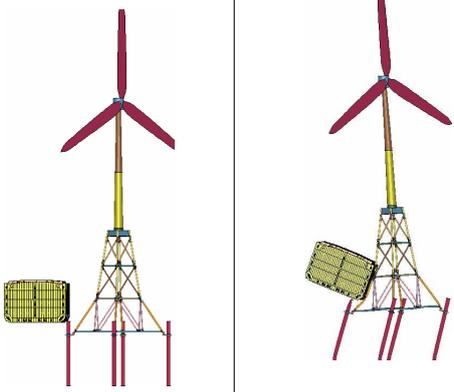
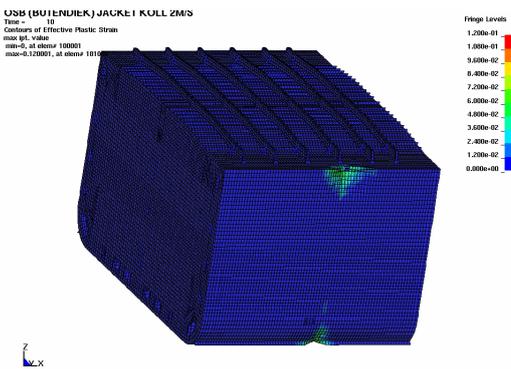
Einspannebene OK Meeresboden, ohne *BOUNDARY_MCOL

<p>Berechnung Nr. 3</p> 		<p>OSB JACKET KOLL 2M/S 45° HW</p> <p>Time = 10</p> <p>Contours of Effective Plastic Strain</p> <p>max=0.17618</p> <p>min=0.00000</p> <p>max=0.17618</p> <p>min=0.00000</p>  <p>Frage Levels</p> <ul style="list-style-type: none"> 1.200e-01 1.000e-01 8.000e-02 6.000e-02 4.000e-02 2.000e-02 0.000e+00
<p>Ausgangszustand, HW, t = 0 s</p>	<p>t = 10 s (unrealistisch!)</p>	<p>OWEA-Konstruktion sehr starr; Diagonalstrebe verursacht große Schäden am Schiff</p>
<p>Berechnung Nr. 5</p> 		<p>OSB (BU)EINRIE)JACKET KOLL 2M/S</p> <p>Time = 10</p> <p>Contours of Effective Plastic Strain</p> <p>max=0.13172</p> <p>min=0.00000</p> <p>max=0.13172</p> <p>min=0.00000</p>  <p>Frage Levels</p> <ul style="list-style-type: none"> 1.200e-01 1.000e-01 8.000e-02 6.000e-02 4.000e-02 2.000e-02 0.000e+00
<p>Ausgangszustand, NW, t = 0 s</p>	<p>t = 10 s (unrealistisch!)</p>	<p>OWEA-Konstruktion sehr starr; Pfahlkopf reißt den Schiffsboden auf; Doppelhülle auch durchschlagen.</p>

Tab. 5.2: Unverschiebliche Lagerung in Höhe des Meeresbodens

Eine Annahme der Einspannebene in Höhe des Meeresbodens macht die Gründungsstruktur sehr steif. Dadurch wird dies zu einer Art „worst-case“-Betrachtung. Die Schiffsbewegung ist unrealistisch; die entstandenen Schäden am Schiff sind groß.

Einspannebene am Pfahlfuß, ohne *BOUNDARY_MCOL

<p>Berechnung Nr. 2</p> 	 <p>OSB JACKET KOLL 2M/S 45° HW Time = 0.2517 Contours of Effective Plastic Strain max (eq. value) = 1.200e-01 min = 0.000e+00 max = 0.1200001, at element 193253</p> <p>Fringe Levels 1.200e-01 1.000e-01 9.500e-02 7.200e-02 6.800e-02 4.800e-02 3.500e-02 2.400e-02 1.200e-02 0.000e+00</p>	<p>Ausgangszustand, HW, $t = 0$ s</p> <p>$t = 10$ s (unrealistisch!)</p> <p>OWEA-Konstruktion weicht aus; keine nennenswerten Schäden am Schiff</p>
<p>Berechnung Nr. 4</p> 	 <p>OSB (BUENDIJK) JACKET KOLL 2M/S Time = 10 Contours of Effective Plastic Strain max (eq. value) = 1.200e-01 min = 0.000e+00 max = 0.1200001, at element 193253</p> <p>Fringe Levels 1.200e-01 1.000e-01 9.500e-02 7.200e-02 6.800e-02 4.800e-02 3.500e-02 2.400e-02 1.200e-02 0.000e+00</p>	<p>Ausgangszustand, NW, $t = 0$ s</p> <p>$t = 10$ s (unrealistisch!)</p> <p>OWEA-Konstruktion weicht aus; etwas größere Schäden am Schiff</p>

Tab. 5.3: Unverschiebliche Lagerung in Höhe des Pfahlfußes

Insgesamt fällt auf, daß sowohl das Ausweichen der OWEA als auch die Bewegung des Schiffs (große Drehung und Austausch) unrealistisch sind. Wegen der geringen Steifigkeit der WEA-Gründung und der fehlenden Trägheit des Schiffs kann die Kollisionsenergie von der WEA aufgenommen werden. Somit entstehen nur geringfügige Beschädigungen am Schiff (Beulen an der äußeren Hülle).

5.1.2 Vergleich der Berechnungsergebnisse

Verformungsenergie (Veränderung der Einspannebene)

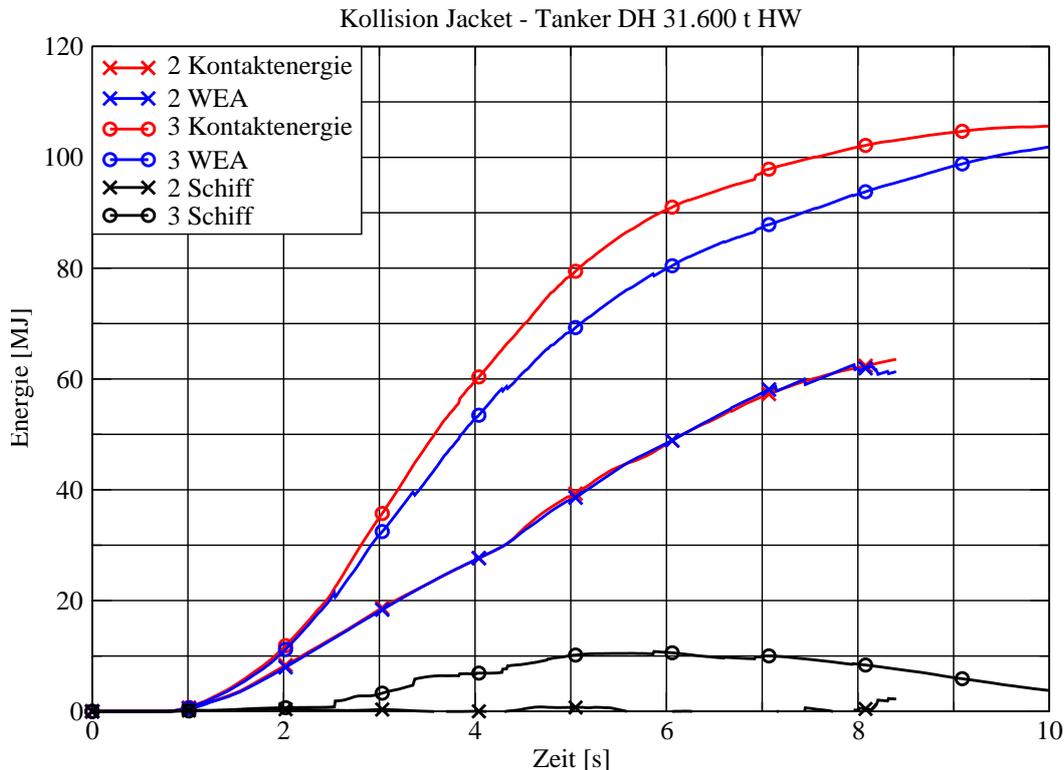


Abb. 5.1: Kollisionsenergie Berechnungen „HW“ (Nr. 2 und 3)

Obige Abbildung zeigt die berechneten Verläufe der Kontaktenergie und der Verformungsenergie der Strukturen (Windenergieanlage und Schiff). Die Kontaktenergie ist das Integral der Kollisionskraft über den zurückgelegten Weg – also die Arbeit der Kollisionskraft – abzüglich der Reibungsenergie.

In Versuch 2 (tief liegende Einspannebene) wurde annähernd die gesamte Kollisionsenergie von der WEA aufgenommen (blaue x-Kurve), bei Rechnung 4 liegen die Kurven für Kontaktenergie und Verformungsenergie WEA etwas auseinander: Das Schiff nimmt etwa 10 MJ auf. Ein Vergleich der berechneten Beschädigungen am Schiff anhand der Bilder verdeutlicht diese Ergebnisse.

5.1.3 Idealisierung des Baugrunds durch das Verfahren nach API

Das Verfahren nach API¹ soll das nichtlineare Verhalten des Bodens und die Last-Verformungs-Beziehung zwischen Fundament und Baugrund wiedergeben, wobei die Verschiebungen und Verdrehungen innerhalb festgelegter Grenzen bleiben müssen, d.h.

¹API: American Petroleum Institute

das Verfahren ist eigentlich nicht für die Betrachtung von Versagensmechanismen anzuwenden [1], [43], [11]. Es handelt sich hierbei um ein halbempirisches Verfahren, das aus Versuchen entwickelt wurde. Extrapolationen eines solchen Verfahrens auf Anwendungen, die von den zugrundegelegten Randbedingungen abweichen, sind nicht ohne weiteres zulässig. Es sei daher noch einmal darauf hingewiesen, daß hier eine Abschätzung des Einflusses verschiedener Idealisierungen auf die Berechnungsergebnisse das Ziel ist.

Maximale Bettungsspannung in nichtbindigem Boden

$$p_u(z) = (C_1 \cdot z + C_2 \cdot D) \cdot \gamma \cdot z \quad \left[\frac{kN}{m^2} \right] \quad (5.1)$$

$$p_u(z) = C_3 \cdot D \cdot \gamma \cdot z \quad \left[\frac{kN}{m^2} \right] \quad (5.2)$$

wobei gilt:

- $p_u(z)$ = maximale Bettungsspannung,
- C_1, C_2, C_3 = Beiwerte in Abhängigkeit von ϕ' ,
- γ = wirksame Wichte des Bodens,
- z = Tiefencoordinate (positiv, ab OK Meeresboden),
- D = mittlerer Pfahldurchmesser zwischen OK Meeresboden und z .

Die Beiwerte C_1 , C_2 und C_3 sind folgendermaßen definiert:

$$C_1 = K_0 \frac{\tan \phi \sin \vartheta_a}{\tan (\vartheta_a - \phi) \cos \alpha} + \frac{\tan^2 \vartheta_a \tan \alpha}{\tan (\vartheta_a - \phi)} \quad (5.3)$$

$$C_2 = \frac{\tan \vartheta_a}{\tan (\vartheta_a - \phi)} - K_a \quad (5.4)$$

$$C_3 = K_a (\tan^8 \vartheta_a - 1) + K_0 \tan \phi \tan^4 \vartheta_a \quad (5.5)$$

mit:

- ϕ = Reibungswinkel des Bodens,
- α = Ausbreitungswinkel des räumlichen passiven Erdkeils: $\alpha = \phi$ für dichten Sand,
- ϑ_a = Gleitflächenwinkel für aktiven Erddruck: $45^\circ + \frac{\phi}{2}$,
- K_a = aktiver Erdrudruck nach Rankine: $\tan^2 (45^\circ - \frac{\phi}{2})$,
- K_0 = Erdrudruckbeiwert.

Bettungsspannung in Abhängigkeit von der horizontalen Pfahlverformung

$$p_y(z) = A \cdot p_u \cdot \tanh\left(\frac{k_s z}{A p_u} \cdot y\right) \quad (5.6)$$

mit:

- $p(y)$ = Pfahlwiderstand in der Tiefe z in $\left[\frac{kN}{m}\right]$,
- p_u = maximaler Pfahlwiderstand in der Tiefe z (siehe oben),
- k_s = Anfangswert des Bettungsmoduls, nach API ϕ' zu bestimmen,
- A = Beiwert $A = \left(3 - 0,8 \frac{z}{D}\right) \geq 0,9$ für statische Last,
 $A = 0,9$ für zyklische Last,
- z = Tiefenkoordinate,
- y = Horizontalverschiebung des Pfahls in der betrachteten Tiefe z .

Für einen Boden mit $\phi = 35^\circ$ und $K_0 = 0,5$ ergibt sich $C_1 = 6,54$, $C_2 = 3,42$ und $C_3 = 54,7$. Daraus folgt eine maximale Bettungsspannung für einen Pfahl mit $1,79$ m Durchmesser und einer wirksamen Wichte von $11,0 \left[\frac{kN}{m^3}\right]$:

$$p_u(z) = (6,54 \cdot z + 3,42 \cdot 1,79) \cdot 11,0 \cdot z = 71,94z^2 + 67,34z \left[\frac{kN}{m^2}\right] \quad (5.7)$$

$$p_u(z) = 54,7 \cdot 1,79 \cdot 11,0 \cdot z = 1.077,04z \left[\frac{kN}{m^2}\right] \quad (5.8)$$

Der jeweils kleinere Wert ist maßgebend. Mit einem nach API ermittelten Anfangswert des Bettungsmoduls von $21,6 \left[\frac{MN}{m^3}\right]$ kann nun für jede beliebige Tiefe eine Federkennlinie $p_y(z)$ ermittelt werden. Durch Aufteilung der Steifigkeit auf die einzelnen Knoten kann sie in ein diskretisiertes System übertragen werden.

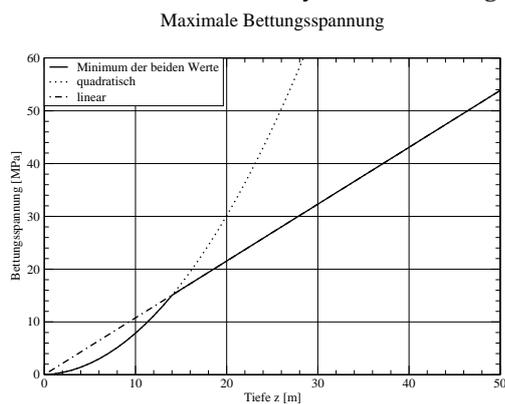


Abb. 5.2 Maximale Bettungsspannung p_u

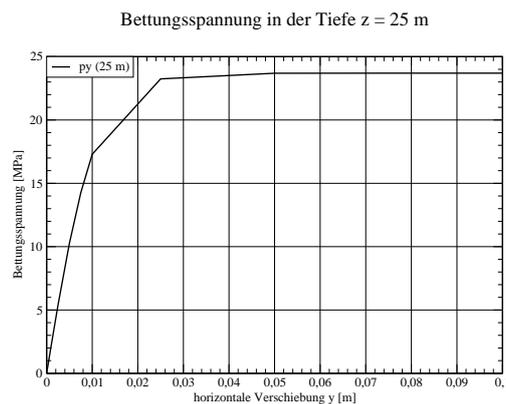


Abb. 5.3 Bettungsspannung p_y

Besonderes Augenmerk sollte hier auf die Wahl der Parameter A und k_s gelegt werden, nach API kann A niemals größer als $1,0$ sein, aber nach DIN sind die Bodenkennwerte

wie Bettungs- und Steifemodul mit dem Faktor 2 oder sogar 3 zu multiplizieren. Der hier angenommene Bettungsmodul ist der „Anfangswert“ des Bettungsmoduls, d. h. der normalerweise in Baugrundgutachten angegebene Bettungsmodul ist wesentlich größer.

Wie in [6] analog für einen durch Balkenelemente idealisierten Pfahl dargestellt, werden an jedem Knoten drei Federn angebracht, die in x-, y-, und z-Richtung wirken. Die Federkennlinien in x- und y-Richtung werden nach dem obigen Verfahren berechnet und beschreiben die laterale Steifigkeit, die Federn in z-Richtung stellen die axiale Steifigkeit bzw. Tragfähigkeit dar. Es ist eine elastisch-idealplastische Kurve, die bei einer Setzung von 1% des Pfahldurchmessers ihr Maximum erreicht, das beispielsweise in [43] tabelliert ist ($q_s = 81 \frac{MN}{m^3}$ für einen mitteldichten Sand). Die Last-Verformungskurve in z-Richtung sollte am Pfahlfuß auch den Pfahlfußwiderstand berücksichtigen (wesentlich steifer).

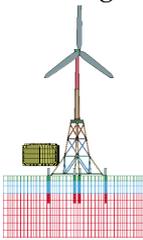
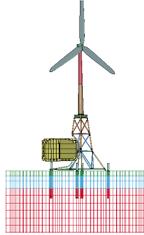
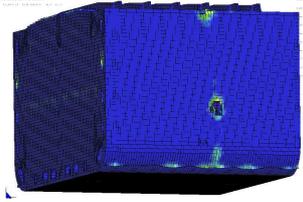
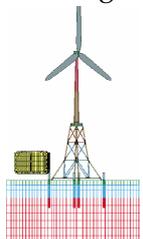
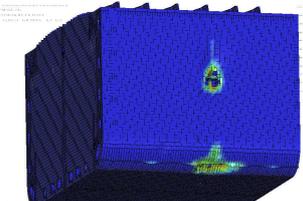
Da der Boden nur am Anfang der Berechnung als „ungestört“ betrachtet werden kann, sind die Federn nichtlinear inelastisch anzunehmen, d. h. wenn der Gründungspfahl zunächst in eine Richtung verschoben wird, verformt sich der Boden permanent, eine darauffolgende Bewegung in die entgegengesetzte Richtung würde der Boden nicht mitmachen, stattdessen entsteht eine Lücke. Bei Wiederbelastung ist der Pfahl nun zunächst um die vorher zurückgelegte Strecke frei verformbar, bevor der Boden widerstand leistet.

In der Berechnung verhalten sich die nach obigem Ansatz ermittelten Federn sehr steif. Bei der Kollision mit dem Doppelhüllentanker wird der Bruchzustand (keine Laststeigerung bei größerer Verschiebung) nicht erreicht; dieses ließe sich aber schnell durch die Wahl anderer Bodenparameter ändern, eine solche Untersuchung wurde hier aber nicht durchgeführt. Die Beschädigungen am Schiff waren höher als bei allen anderen hier aufgeführten Berechnungen.

5.1.4 Modellierung des Baugrunds mit finiten Elementen

Nachdem die einfachen Idealisierungsversuche zu sehr unterschiedlichen und teilweise auch unrealistischen Ergebnissen geführt haben, ist der Baugrund als FE-Netz aus Volumenelementen mit einem elastoplastischen Stoffgesetz zur Beschreibung der Materialeigenschaften von Sand in die Berechnung eingeführt worden.

mit modelliertem Boden und *BOUNDARY_MCOL

<p>Berechnung Nr. 9</p> 		
<p>„HW“, t = 0 s</p>	<p>t = 10 s</p>	<p>Schäden</p>
<p>Berechnung Nr. 8</p> 		
<p>„NW“, t = 0 s</p>	<p>t = 10 s</p>	<p>Schäden</p>

Tab. 5.4: Baugrund als dreidimensionales FE-Netz

Die Interaktion zwischen Bauwerk und Boden wird über einen Kontaktalgorithmus simuliert (siehe Abschnitt 5.1.5).

Die Beschädigungen am Schiff im Verlauf der Kollision mit der Gründungsstruktur sind bei Berücksichtigung realistischer Verhältnisse wesentlich geringer, da nun der Boden einen nicht zu vernachlässigenden Teil der Energie aufnimmt. Die Auswertung wird im Detail in Abschnitt 7.2 vorgenommen.

5.1.5 Kontaktdefinition zwischen Pfahl und Boden

Für den Boden wird ein strukturiertes Netz aus 8 Knoten-Hexaederelementen verwendet, für die Pfähle ein Netz aus Schalenelementen mit 4 Knoten. Für die Modellierung des Kontakts zwischen den Oberflächen der zwei Materialien (Stahl und Boden) wird der Pfahlmantel als „master“-Fläche definiert, der Boden als „slave“-Fläche. Die Knoten der „master“-Fläche können die Ebene der „slave“-Knoten durchdringen, aber nicht andersherum. Anhand dieser Verschiebung werden von LS-DYNA Kontaktkräfte berechnet. Generell sind in LS-DYNA zwei Kontaktformulierungen möglich: Knotenbasierter Kontakt und segmentbasierter Kontakt. Bei dem knotenbasierten Kontakt wird über die Durchdringung der Kontaktflächen eine der Durchdringung entgegenwirkende Kontaktkraft berechnet. Dieser Kontakt ist relativ „hart“. Bei dem segmentbasierten Kontakt kann über eine „soft“-Option die Härte des Kontakts gesteuert werden, was besonders bei Materialien mit sehr unterschiedlichen Steifigkeiten (wie z. B. Stahl und Sand) von Vorteil sein kann.

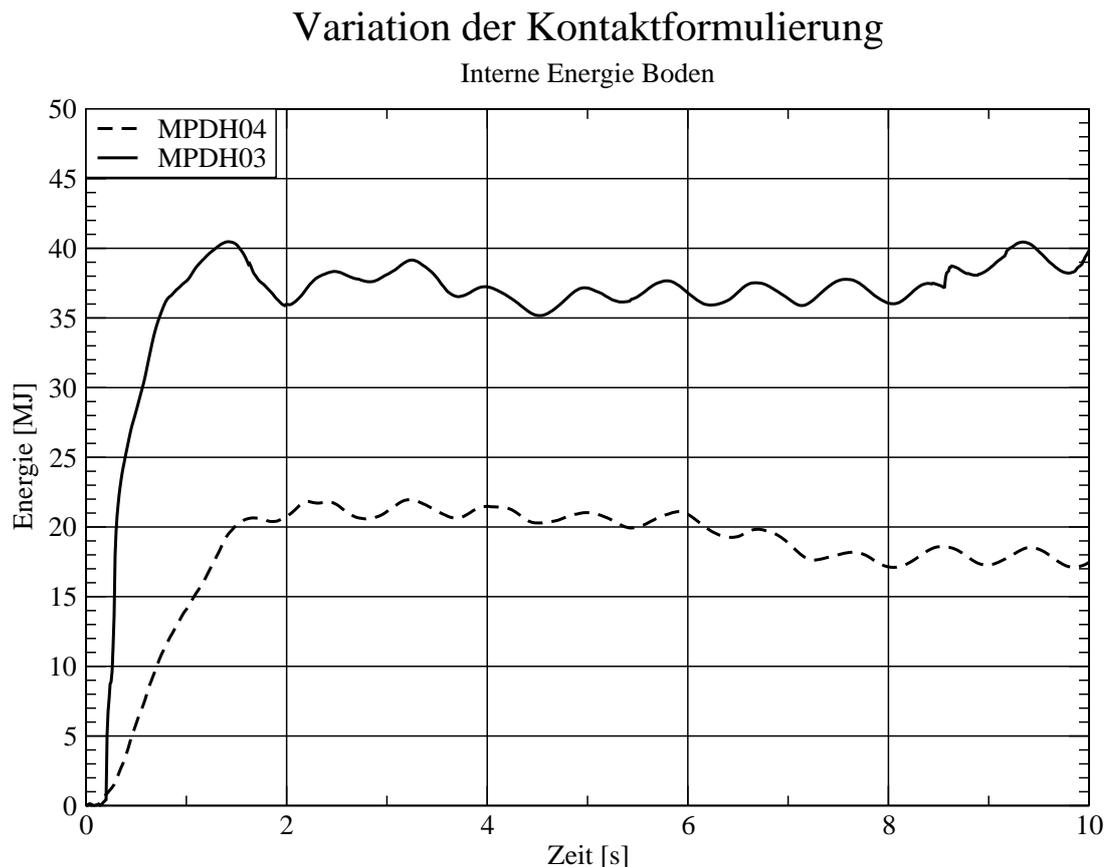


Abb. 5.4: Vergleich der internen Energie im Boden bei zwei Kontaktformulierungen

Wichtig ist außerdem, daß die Kontaktformulierung große Relativverschiebungen abbilden kann, ohne daß der Kontakt zwischen den Flächen verloren geht.

Das Verhalten der Energieaufnahme durch den Boden bei den zwei verschiedenen Kontaktformulierungen wird in Abb. 5.4 anhand von zwei Ergebnissen aus der Simulation einer Kollision zwischen dem Doppelhüllentanker und dem Monopile gezeigt, wobei kein weiterer Parameter verändert wurde.

Eine genauere Betrachtung der Berechnung MPDH03 („harter“ Kontakt) zeigt, daß der Betrag der insgesamt dissipierten Energie größer ist, als die vom Schiff abgegebene kinetische Energie, was darauf schließen läßt, daß über die Kontaktenergie, die zwischen Pfahl und Boden ermittelt wird, zu viel Energie in den Boden eingebracht wird (siehe Abb. 5.5 und Abschnitt 7.1 für eine detaillierte Erläuterung).

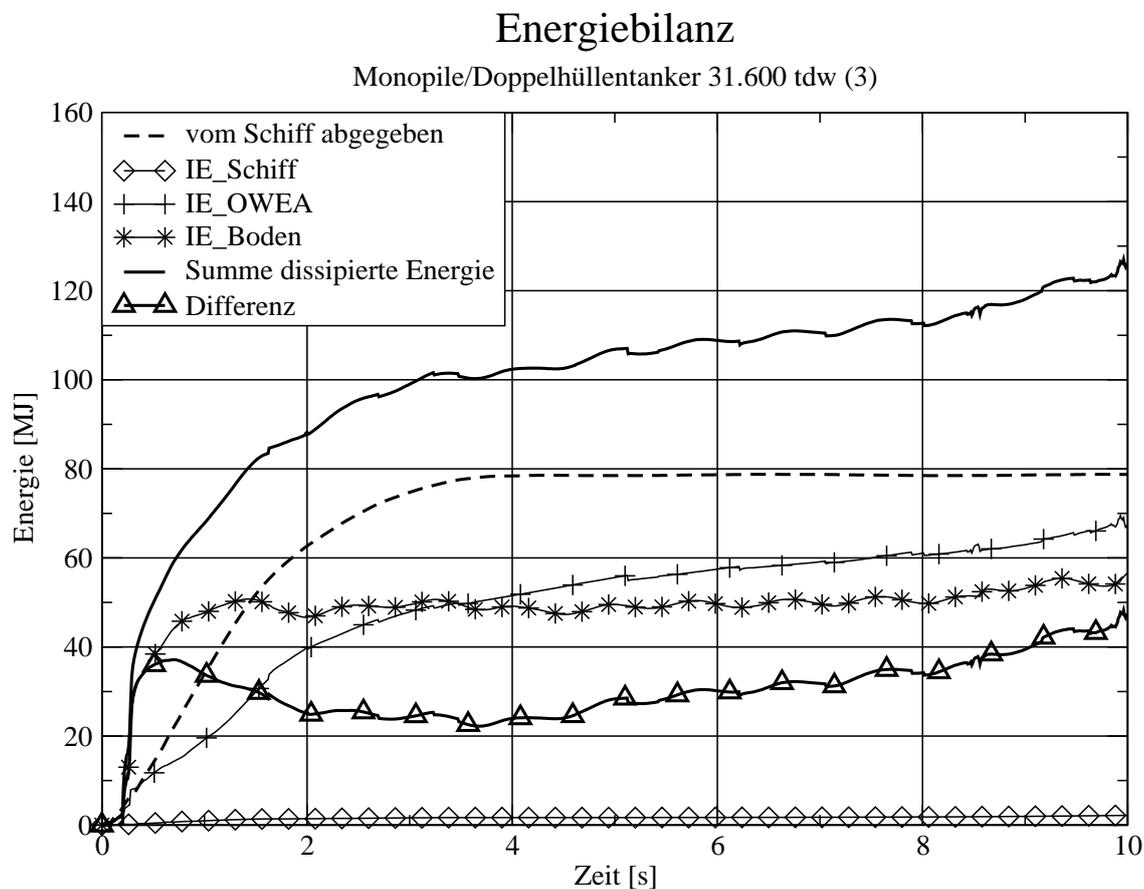


Abb. 5.5: Vergleich der internen Energie im Boden bei zwei Kontaktformulierungen

5.2 Schiff, OWEA: Stahl

5.2.1 Stoffgesetz

Die Modelle der OWEA-Gründungen und der Schiffssektionen wurden aus vierknotigen Schalenelementen mit reduzierter Integration (Belytschko-Tsay-Elemente) erstellt. Das Materialverhalten wurde in allen Berechnungen als elastisch–plastisch mit isotroper Verfestigung angenommen. Es kam dafür das LS-DYNA-Materialmodell 24 zum Einsatz. Die wahre Spannungs–Dehnungskurve des Materials zur Berücksichtigung der Verfestigung wurde der Materialdatenbank des FE-Programms MARC entnommen. Es wurden zwei Stahlgüten (S235 für die Schiffmodelle und S355 für die OWEA-Modelle) verwendet.

5.2.2 Bruchkriterium

Der Bruch einer stark belasteten Struktur ist ein extrem komplexer Vorgang, der von einer Vielzahl von Faktoren abhängig ist. So erzeugen verschiedene Lasten verschiedene Versagensformen, wobei bereits die Geschwindigkeit der Lastaufbringung eine Ursache für einen anderen Versagensvorgang sein kann. Weiterhin spielen die Materialeigenschaften und auch die Geometrie des belasteten Bauteils eine Rolle. Hinzu kommt bei Brüchen im plastischen Verformungsbereich die Geschichte der Verformung sowie der Spannungszustand. Aufgrund der vielen verschiedenen Einflußfaktoren wurden in der Vergangenheit von verschiedenen Autoren eine Vielzahl von Bruchkriterien entwickelt, die zumeist auf spezielle Probleme angewendet wurden. Einige dieser Bruchkriterien sind in kommerziellen FE-Programmen bereits verfügbar, häufig können jedoch auch eigene Berechnungsroutinen zur Ermittlung von Bruchzuständen eingefügt werden.

Für numerische Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente unter Berücksichtigung duktilen Werkstoffverhaltens, mit dem sich Brüche im plastischen Verformungsbereich gut erklären lassen, wurden weitere Bruchkriterien von Gurson, Lemaitre und Yu [45] entwickelt, wobei Gurson und Lemaitre komplette Materialmodelle entwickelten, während Yu einen Bruchfaktor einführte, der in Abhängigkeit der Dehnungsgeschichte des betrachteten Elementes und des aktuellen Spannungszustandes ein Indikator für den Bruch des Elementes darstellt. Für die Materialmodelle von Gurson und Lemaitre stellt die Bereitstellung der erforderlichen Materialkennwerte ein Problem dar, da die benötigten Werte oft nur schwer meßbar sind. Das Bruchkriterium von Yu erfordert nur die Kenntnis der Ergebnisse eines üblichen Zugversuches, ist jedoch von der Größe der verwendeten finiten Elemente abhängig.

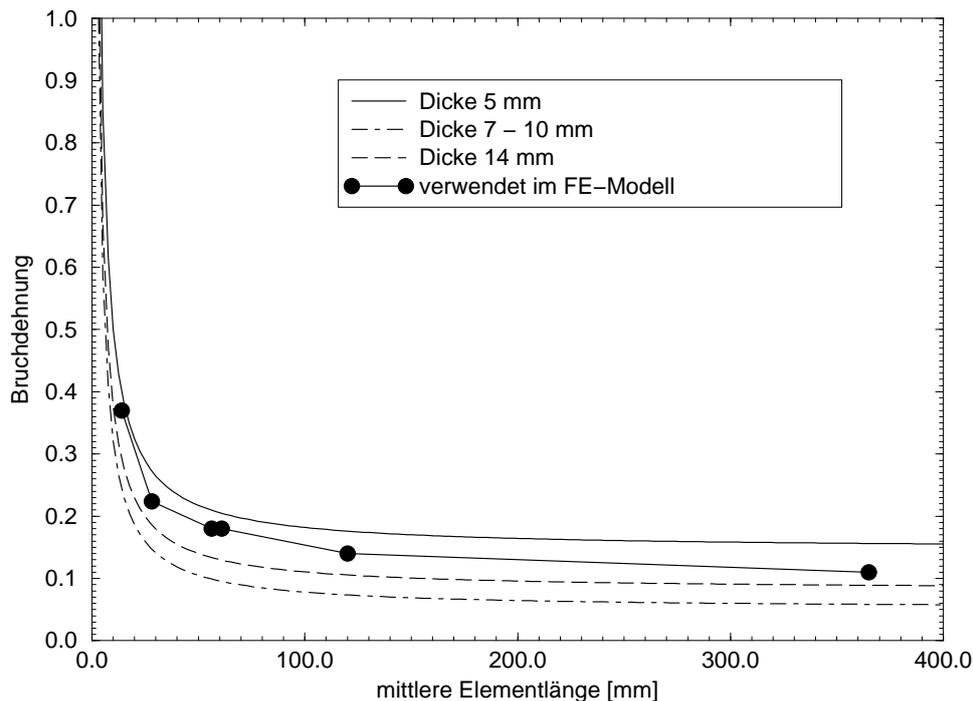


Abb. 5.6: Bruchdehnung in Abhängigkeit von Seitenlänge und Blechdicke

In [26] ist die in Abb. 5.6 dargestellte Relation für die Bruchdehnung (effektive plastische Dehnung im finiten Element) zur mittleren Elementlänge für verschiedene untersuchte Blechdicken ermittelt und für die dort durchgeführten Kollisionsberechnungen festgelegt worden. Die untersuchten Elementlängen lagen zwischen 10 und 200 mm, die Blechdicken zwischen 6 und 14,5 mm. In der vorliegenden Untersuchung wurden

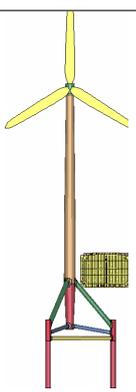
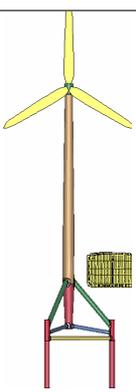
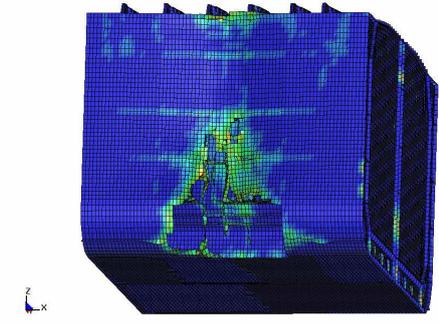
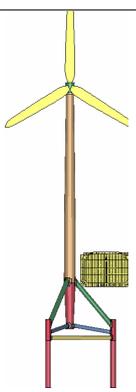
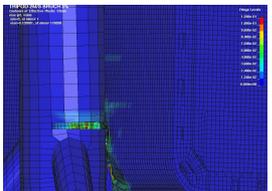
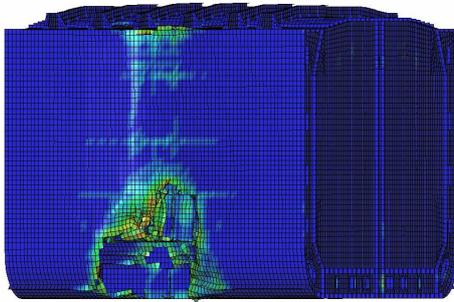
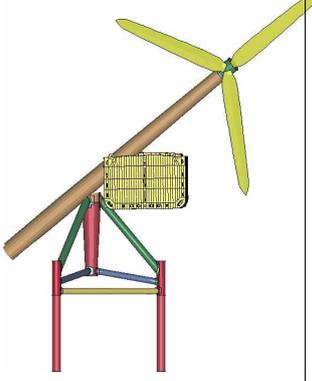
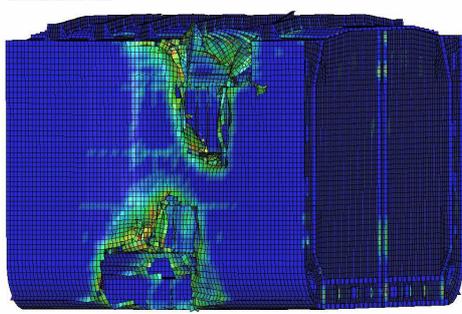
- größere Blechdicken (bis zu 65 mm) und
- größere Abmessungen der finiten Elemente (bis zu 750 mm) verwendet.

Für diese Blechdicken, die bei der Konstruktion von OWEA benötigt werden, und für die großen Abmessungen, die aus Modellierungsgründen (Machbarkeit!) gewählt wurden, finden sich keine Daten. Durch Extrapolation der in [26] verwendeten Bruchdehnungskurve kann angenommen werden, daß die Bruchdehnung für den Stahl der OWEA bei 10% (445 mm) und 8,5% (570 mm Elementlänge) liegen kann. Hier ist die große Blechdicke im Vergleich zu [26] jedoch nicht berücksichtigt. Es könnten unter Berücksichtigung der wahren Blechdicke Bruchdehnungen von unter 5% angenommen werden. Da die vorliegende Untersuchung aber möglichst folgenschwere Szenarien abdecken soll, kann die Annahme einer sehr kleinen Bruchdehnung nicht zielführend sein; für eine genauere Beurteilung sind mechanische Versuche notwendig, die jedoch im Rahmen dieses Vorhabens nicht machbar waren.

Zur Verdeutlichung dieses Sachverhalts sind zunächst zwei Berechnungen mit dem Entwurf der Tripodgründung „Innovent“ und dem o. g. 31600-t-Tanker durchgeführt worden, wobei die Bruchdehnung für das Schiff 12% und für die OWEA 3% bzw. 12% beträgt. Im weiteren Verlauf der Arbeit wurde eine interessante Beobachtung gemacht: Nachdem die Kontaktdefinition, die für die Interaktion des Gründungspfahls mit dem Boden verwendet wurde, geändert worden ist, trat bei der Berechnung Monopile/Doppelhüllentanker kein sofortiges Versagen der OWEA ein, da das angenommene Bruchkriterium von 10% gerade eben nicht erreicht wurde. Daraufhin ist dieselbe Berechnung noch einmal unter Verwendung der Bruchdehnung 8,5% plastische Dehnung durchgeführt worden und das erwartete Versagen am Gründungspfahl trat ein. Die mittlere Länge der Elemente, die in der vom Abknicken betroffenen Zone liegen, beträgt 536 mm, die Blechdicke liegt bei 45 mm. Daher ist die Annahme von 8,5% plastischer Dehnungen als Bruchkriterium gerechtfertigt.

Bruchdehnung OWEA	Bruchdehnung Schiff	Verhalten OWEA	Verhalten Schiff
Tripod			
12%	12%	maximale plastische Dehnung: 3,3% OWEA bleibt stabil	Beschädigung der äußeren Hülle, Schiff treibt weg.
3%	12%	Bruch des Turms OWEA fällt um, Richtung Schiff	größere Beschädigungen wegen des geringeren Widerstands der OWEA
Monopile			
10%	12%	maximale plastische Dehnung: 9,9% OWEA bleibt schief stehen (t = 10s)	Beschädigung der äußeren Hülle, Schiff treibt wieder weg.
8,5%	12%	Pfahl knickt ab OWEA fällt vom Schiff weg	unwesentlich geringere Beschädigungen

Tab. 5.5: Berechnungen zur Bruchdehnung

<p>Bruchdehnung</p> 	<p>OWEA = 12 %</p>  <p>kein Versagen</p>	<p>TRIPOD 2MS BRUCH 12%</p> <p>Contours of Effective Plastic Strain</p> <p>max. qt. value: 1.000e-01</p> <p>min=-0.120001, at elem# 100392</p>  <p>Fringe Levels</p> <ul style="list-style-type: none"> 1.200e-01 1.000e-01 9.000e-02 7.200e-02 6.000e-02 4.800e-02 3.600e-02 2.400e-02 1.200e-02 0.000e+00 <p>Schäden am Schiff</p>
<p>Bruchdehnung</p> 	<p>OWEA = 3 %</p>  <p>OWEA versagt</p>	<p>TRIPOD 2MS BRUCH 3%</p> <p>Contours of Effective Plastic Strain</p> <p>max. qt. value: 1.000e-01</p> <p>min=-0.120001, at elem# 176949</p>  <p>Fringe Levels</p> <ul style="list-style-type: none"> 1.200e-01 1.000e-01 9.000e-02 7.200e-02 6.000e-02 4.800e-02 3.600e-02 2.400e-02 1.200e-02 0.000e+00 <p>Beschädigungen am Schiff t = 10 s</p>
<p>t = 20 s</p> 	<p>t = 20 s</p>	<p>TRIPOD 2MS BRUCH 3%</p> <p>Contours of Effective Plastic Strain</p> <p>max. qt. value: 1.000e-01</p> <p>min=-0.120001, at elem# 137503</p>  <p>Fringe Levels</p> <ul style="list-style-type: none"> 1.200e-01 1.000e-01 9.000e-02 8.000e-02 7.200e-02 6.000e-02 4.800e-02 3.600e-02 2.400e-02 1.200e-02 0.000e+00 <p>Beschädigungen am Schiff t = 20 s</p>

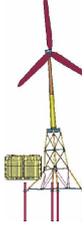
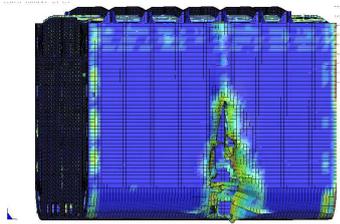
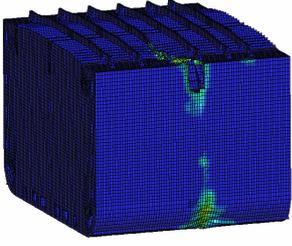
Tab. 5.6: Berechnungsergebnisse Tripod

5.3 Schiff

5.3.1 Berechnung der Schiffsbewegungen durch *BOUNDARY_MCOL

Anhand der Testberechnungen Nr. 3 und 5 (Lagerung des Jackets: fest eingespannte Lagerung in Höhe des Meeresbodens) wurde der Einfluß einer realitätsnahen Modellierung der Schiffsbewegungen untersucht. Die nicht kontrollierbaren Bewegungen des Schiffs unterbleiben, da jetzt die Reaktionen des Wassers (Rückstellkräfte) und des Schiffs (Rollbewegungen etc.) auf die durch die Kollision einwirkenden Kräfte berücksichtigt werden.

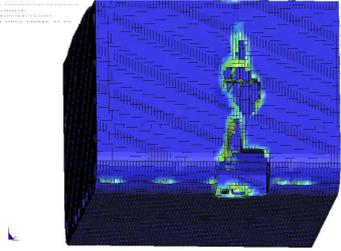
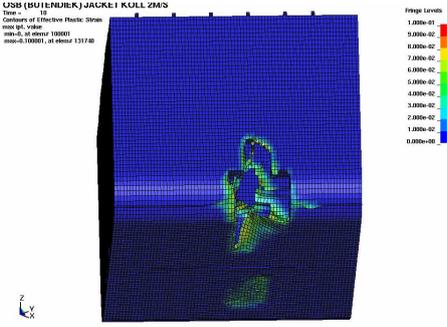
Einspannebene OK Meeresboden, HW, mit *BOUNDARY_MCOL

<p>Berechnung Nr. 6</p> 		
<p>Ausgangszustand, HW, t = 0 s</p>	<p>t = 20 s</p>	<p>OWEA-Konstruktion sehr starr; Schiff hält in etwa waagerechte Lage, daher Schäden durch Diagonalstrebe geringer</p>
<p>Vergleich: Nr. 3</p> 		<p>OSB JACKET KOLL 2MS 45° HW</p> <p>Time = 10 Contours of Effective Plastic Strain max. 9E-08, value 1.000E-07 min. 0.000E+00, at element 170538</p> 

Tab. 5.7 Berechnungen zu *BOUNDARY_MCOL (1)

Die Ausgangsdaten der alten Berechnung Nr. 3 (ohne *BOUNDARY_MCOL) entsprechen den der neuen Berechnung Nr. 6 (mit *BOUNDARY_MCOL) und Nr. 5 entspricht Nr. 7, siehe auch Tab. 5.1.

Einspannebene OK Meeresboden, NW, mit *BOUNDARY_MCOL

<p>Berechnung Nr. 7</p> 		
<p>Ausgangssituation, NW, t = 0 s</p>	<p>t = 20 s</p>	<p>OWEA-Konstruktion sehr starr; Pfählkopf und Diagonale verursachen große Schäden, Doppelhülle nicht durchschlagen.</p>
<p>Vergleich: Nr. 5</p> 		
<p>Ausgangssituation, NW, t = 0 s</p>	<p>t = 20 s</p>	<p>OWEA-Konstruktion genau so starr; Schäden im Kimmbereich, Schiff dreht sich aus dem Wasser nach oben.</p>

Tab. 5.8: Berechnungen zu *BOUNDARY_MCOL (2)

Vergleich der Berechnungsergebnisse mit und ohne mcol

Das Schiff bewegt sich ohne *BOUNDARY_MCOL in unrealistischer Weise. Starrkörperrotationen werden durch sehr wenig Energie ausgelöst und sind bei ähnlichen Ausgangssituationen (Berechnung Nr. 3 und 5) entgegengesetzt. Mit diesem Modell können keine Aussagen bezüglich Kollisionsschäden getroffen werden, da infolge der beliebigen Bewegungen des Schiffs auch die Schäden beliebig sind.

Mit *BOUNDARY_MCOL werden die Bewegungen realistischer. Der Schiffskörper kann sich nicht mehr frei drehen, da Rückstellkräfte und -momente, die durch eine Drehung ausgelöst werden, auch wieder in Form von Knotengeschwindigkeiten an das Schiff zurückgegeben werden. Die Berechnung der Schäden wird realistischer (Berechnung Nr. 6 und 7).

Energieaufnahme mit und ohne mcol

JADH03 (ohne mcol) und JADH06 (mit mcol)

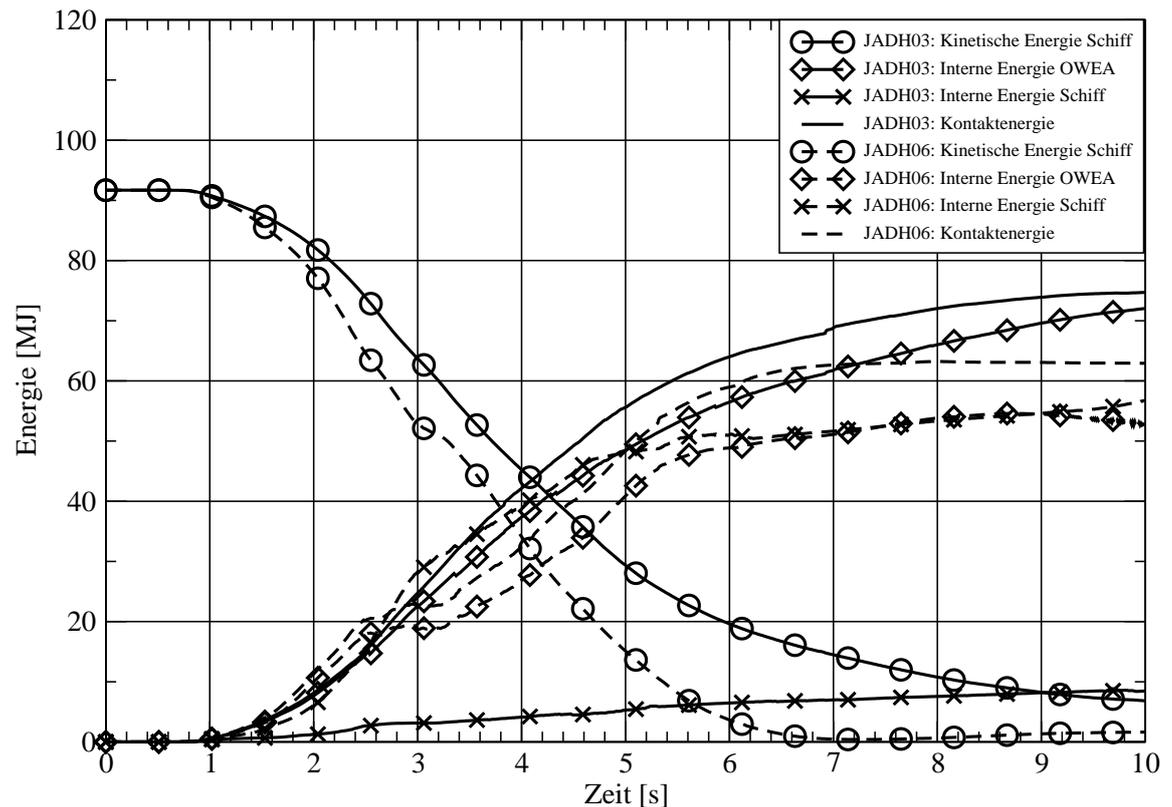


Abb. 5.7: *BOUNDARY_MCOL bewirkt größere Schäden am Schiff, da es durch realitätsgetreuere Bewegung nicht ausweichen kann und mehr Energie aufnimmt.

Vergleicht man die Energiekurven in Abb. 5.7, fallen folgende Unterschiede auf: Bei der Berechnung mit *BOUNDARY_MCOL nimmt die kinetische Energie des Schiffs schnell ab, da keine freie Drehung mehr möglich ist. Die Kollisions- bzw. Kontaktenergie wird geringer, wenn die Subroutine *BOUNDARY_MCOL die Schiffsbewegungen berechnet: Durch Starrkörperrotation um die z-Achse wird Energie umgesetzt, die nicht in die Struktur eingeleitet wird.

Die Summe der Kurven „Interne Energie OWEA“ und „Interne Energie Schiff“ sollte ungefähr die Kurve „Kontaktenergie“ ergeben. Bei Berechnung Nr. 3 ist dies der Fall,

bei Nr. 6 jedoch nicht. Die interne Energie des Schiffs ist aus zwei Gründen wesentlich größer:

1. Durch die Berechnung der Bewegung kann das Schiff nicht ausweichen und
2. die Querschotte sind starr an alle verformbaren Teile der modellierten Schiffssektion angeschlossen. Dies führt zu Zwängungen. (siehe folgender Abschnitt)

5.3.2 Idealisierung: Anschluß der Starrkörper

Für die Berechnungen wurden von den betrachteten Schiffen nur jeweils eine oder zwei Laderäume diskretisiert, um den rechnerischen Aufwand in Grenzen zu halten. Um die nicht diskretisierten Teile des Schiffs abzubilden, sind zunächst die Querschotte, die das modellierte Schiffssegment an den Enden abschließen, als Starrkörper definiert worden, d.h. ihnen ist eine unendlich große Steifigkeit zugewiesen worden. Darüber hinaus wurde ihnen das Gewicht und die Trägheit des Schiffs zugewiesen. Beide Schotte wurden starr miteinander verbunden, so daß sie die Bewegung *eines* Körpers im Wasser abbilden können.

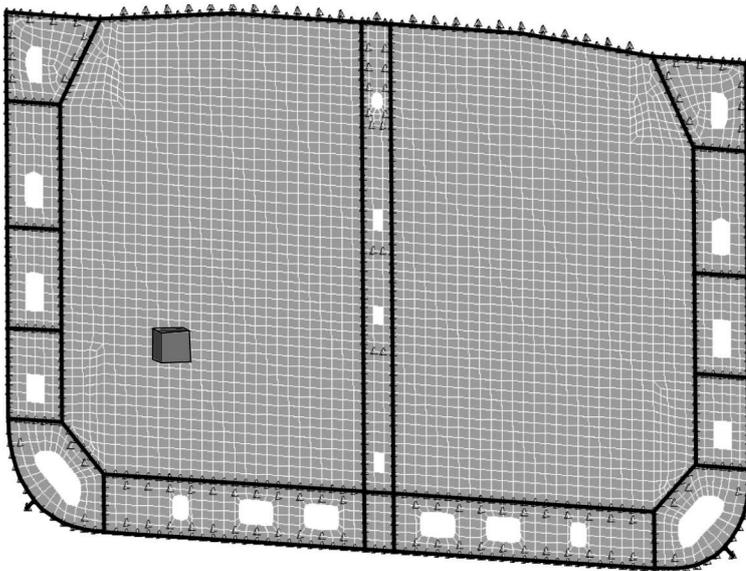


Abb. 5.8: Volumenelement als Idealisierung des restlichen Schiffskörpers und starr angeschlossene Knoten (Längsverbände)

Es stellte sich aber heraus, daß in bestimmten Situationen (Drehung des Schiffs etc.) diese Betrachtung dazu führte, daß im Schiff Zwängungen hervorgerufen wurden, die ihrerseits dazu führten, daß Bauteile von den Schotten abrissen, da das Bruchdehnungskriterium erfüllt wurde und in folge dessen Schwingungen entstanden, die im Extremfall

dazu führten, daß alle verformbaren Teile von den starren Schotten abrissen. Durch dieses Verhalten wurden die Berechnungsergebnisse teilweise nicht mehr auswertbar, da der Kollisionsvorgang von diesem ungewünschten Effekt völlig überlagert wurde.

Um Abhilfe zu schaffen, sind die Modelle dahingehend modifiziert worden, daß jetzt die Schotte als verformbare Teile beschrieben wurden und die nicht modellierten Teile der Schiffe in zwei außerhalb des diskretisierten Abschnitts gelegenen Volumenelemente idealisiert wurden. Diese Volumenelemente wurden dann ebenso wie die Schotte vorher starr definiert, die Verbindung zum Schiff wurde hergestellt, indem alle Knoten der Längsverbände des Schiffs, die in der Höhe der Querschotte lagen, fest mit den Volumenelementen verbunden wurden.

Die Energieverläufe zeigen deutlich, daß die jetzt gewählte Idealisierung zu besseren Ergebnissen führt.

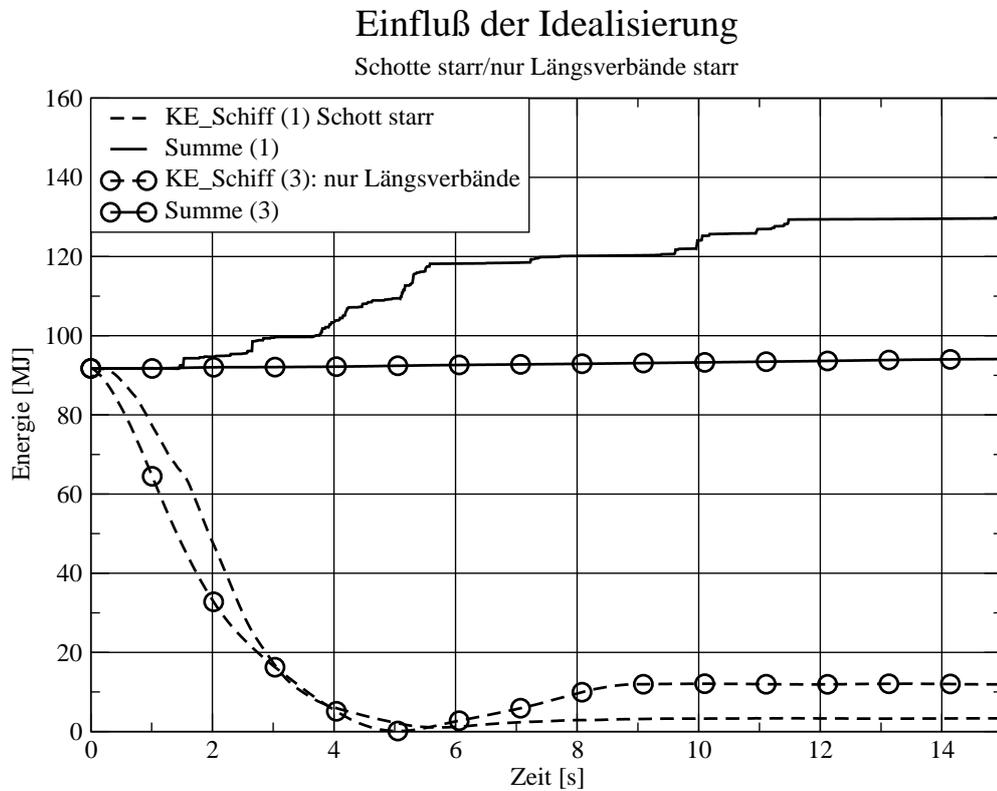


Abb. 5.9: Energieverläufe (Summe und Kinetische Energie Schiff):
Deutliche Verbesserung

Kapitel 6

Gefahrenanalyse

6.1 Methode der formalen Gefahrenanalyse (FSA)

FSA¹ ist eine Vorgehensweise, die Risikoanalysen mit Kosten-/Nutzen-Berechnungen verknüpft. Sie ist in fünf grundlegende Schritte eingeteilt:

1. Identifizierung der Gefahren (qualitativ):
 - a) Auflistung der Gefahren und Szenarien und Anordnung dieser nach der Höhe des Risikos
 - b) Beschreibung von Ursachen und Folgen dieser Szenarien
2. Analyse der wichtigsten Gefahren/Szenarien aus Schritt 1:
 - a) Untersuchung verschiedener Gefahren (Leben und Gesundheit von Menschen, Umwelt, Produktionsausfall etc.)
 - b) Identifikation der Risiken, die im weiteren Verlauf minimiert werden müssen.
3. Maßnahmen zur Risikokontrolle der Gefahren aus Schritt 2:
 - a) Erarbeiten von geeigneten Maßnahmen zur Risikominimierung
 - b) Neubewertung des Risikos nach Schritt 2
 - c) Zusammenstellung der durch die Maßnahmen betroffenen
4. Kosten-/Nutzen-Analyse der Maßnahmen aus Schritt 3
5. Erstellung von Empfehlungen und Entscheidungshilfen

¹Formal Safety Assessment

Die vorliegende Untersuchung kann als Teil solch einer umfassenden Gefahrenanalyse aufgefaßt werden. Anlaß der Untersuchung war die Identifizierung des Risikos „Kollision“. Die Untersuchung verschiedener Szenarien, die zu Kollisionen führen können, hatte ergeben, daß die Kollisionsabläufe rechnerisch näher untersucht werden müssen [35].

Die Ergebnisse der Kollisionsberechnungen werden nun in den folgenden Abschnitten exemplarisch in die vom Germanischen Lloyd in [35] vorgeschlagene Vorgehensweise eingearbeitet.

6.2 Eintrittshäufigkeiten und Konsequenzen

In [35] sind Eintrittshäufigkeiten qualitativ und quantitativ definiert worden. Dabei wird zwischen sicherheitsrelevanten und umweltrelevanten Ereignissen unterschieden. Es erscheint sinnvoll, diese Kategorien durch eine weitere (OWEA/Schiff) zu ersetzen, da der Verlust oder die Beschädigung eines Schiffs oder einer Windenergieanlage ebenfalls unerwünschte Ereignisse darstellen, deren Vermeidung zu erheblichen Einsparungen führen kann.

Quantitative Entsprechungen der Kategorien „häufig“, „gelegentlich/selten“, „sehr selten“ und „äußerst selten“ müssen a priori definiert werden. Sie müssen generell für alle Risikountersuchungen festgeschrieben sein.

qualitativ [1/a]	OWEA/Schiff	Umwelt	Sicherheit
häufig	$H > 10^{-1}$	$H > 2 \cdot 10^{-1}$	$H > 10^{-1}$
gelegentlich/selten	$10^{-1} \geq H > 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-1} \geq H > 2 \cdot 10^{-2}$	$10^{-1} \geq H > 10^{-2}$
sehr selten	$10^{-2} \geq H > 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-2} \geq H > 2 \cdot 10^{-3}$	$10^{-2} \geq H > 10^{-3}$
äußerst selten	$10^{-3} \geq H > 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-3} \geq H > 2 \cdot 10^{-4}$	$10^{-3} \geq H > 10^{-4}$

Tab. 6.1 Eintrittshäufigkeiten, H: Ereignisse pro Jahr

In der gleichen Weise werden die Konsequenzen abgestuft. Für die drei eingeführten Kategorien (Schiff/OWEA, Umwelt, Sicherheit) werden die Abstufungen („unbedeutend,

geringfügig“ , „beträchtlich“ , „schwerwiegend“ und „katastrophal“) näher definiert, so daß ein Schadensereignis eindeutig einer Konsequenzstufe zugeordnet werden kann. Die untersuchten Szenarien werden nach Gründungstypen getrennt dieser Betrachtung unterzogen, so daß für jeden Gründungstyp die möglichen Konsequenzen einer Kollision herausgearbeitet werden.

qualitativ	OWEA/Schiff	Umwelt	Sicherheit
unbedeutend, geringfügig	OWEA kann weiter betrieben werden (ggf. nach umfangreicher Reparatur)	keine oder geringe Umweltverschmutzung	keine Verletzten
beträchtlich	OWEA defekt	beträchtliche Umweltverschmutzung; Betriebsstoffe aus Seitentanks/ Doppelboden fließen ins Wasser (Doppelhülle und Doppelboden nicht durchschlagen)	wenige Verletzte
schwerwiegend	OWEA zerstört	große Umweltschäden: Ladetanks leckgeschlagen, Austritt von Ladung (Doppelhülle bzw. Doppelboden durchschlagen)	Schwerverletzte, wenige Tote
katastrophal	Gondel oder große Teile der Gondel schlagen im Schiff ein	Schiff bricht auseinander/ Schiff sinkt	hohe Anzahl von Toten

Tab. 6.2 Konsequenzen

6.3 Risikomatrix

Trägt man nun die Eintrittshäufigkeit auf der horizontalen und die Konsequenzen auf der vertikalen Achse auf, erhält man eine zweidimensionale Abbildung des Risikos (Tab. 6.3). In dieser Risikomatrix werden nun zunächst die Risiken definiert, die gerade noch tolerabel sind (hier gelb eingefärbt). Alle niedriger quantifizierten Risiken sind zulässig, alle größeren Risiken, d. h. hier die rot eingefärbten sind nicht zulässig.

katastrophal	4	5	6	7
schwerwiegend	3	4	5	6
beträchtlich	2	3	4	5
unbedeutend	1	2	3	4
Konsequenz	äußerst selten	sehr selten	gelegentlich	häufig
Eintrittshäufigkeit				

Tab. 6.3 Risikomatrix

In Tab. 6.3 sind die verschiedenen Risiken mit Risikoprioritätszahlen versehen worden, d. h. jeder Kombination aus Eintrittshäufigkeit und Konsequenz wird eine Zahl von 1 bis 7 zugeordnet. Je größer die Zahl ist, desto höher ist auch das Risiko. Werden bei einer Risikoanalyse Ereignisse mit Risikoprioritätszahlen größer als 4 ermittelt, so ist die Sicherheit der untersuchten Anlage (hier Windpark) zu erhöhen. Das kann grundsätzlich durch zwei Arten von Maßnahmen geschehen:

1. Verringerung der Eintrittswahrscheinlichkeit des unerwünschten Ereignisses (Verbesserung der Überwachung des Windparks, schnellere Verfügbarkeit von Schlepfern etc.)
2. Verringerung der Auswirkungen des unerwünschten Ereignisses (bauliche Verän-

derungen an den OWEA).

6.4 Bewertung der Gründungstypen: Konsequenzen einer Kollision

Durch die Simulation verschiedener Kollisionsszenarien konnten für jeden OWEA-Typ Erkenntnisse gewonnen werden, mit deren Hilfe den oben definierten Konsequenzen Ausgangsparameter zugeordnet werden können.

6.4.1 Monopile

1. katastrophal:

- OWEA/Schiff (Gondeleinschlag): Diese Gefährdung war nicht Teil der Untersuchung im Rahmen dieses Vorhabens, es ist aber vorstellbar, daß es bei hoher kinetischer Energie des Schiffs (hohe Geschwindigkeit oder sehr große Masse) und einer OWEA mit sehr großer Gondel (5 MW-Klasse) zu diesem Ereignis kommen könnte. Ein Forschungsvorhaben mit dieser Zielsetzung ist beantragt.
- Umwelt: Ein auseinanderbrechen bzw. Sinken des Schiffs kann bei keinem der untersuchten Szenarien beobachtet werden.
- Sicherheit: Da eine hohe Anzahl von Toten nur bei einer der beiden obigen Konsequenzen in Verbindung mit einem Passagierschiff denkbar ist, kann dieser Fall im Rahmen dieser Untersuchung ausgeschlossen werden.

2. schwerwiegend:

- OWEA/Schiff (OWEA zerstört): Beträgt die Kollisionsenergie mehr als 10 MJ, ist definitiv mit einem strukturellen Versagen des Monopiles zu rechnen.
- Umwelt: Bei keiner Berechnung wird die Doppelhülle beschädigt; bei Einhüllenschiffen kann die äußere Hülle allerdings lokal versagen, so daß Ladung - wenn auch in begrenztem Umfang - austreten kann.
- Sicherheit: Mit vielen Schwerverletzten oder Toten ist nicht zu rechnen.

3. beträchtlich:

- OWEA/Schiff (OWEA defekt): Von diesem Fall muß bei jeder Kollision mit einem Seeschiff mindestens ausgegangen werden.

- Umwelt: Ein Aufreißen der äußeren Hülle ist möglich, Betriebsstoffe aus den Seitentanks können ausfließen.
- Sicherheit: Verletzungen bei Besatzungsmitgliedern des rammenden Schiffes sind möglich.

4. unbedeutend/geringfügig:

- OWEA/Schiff (OWEA kann weiter betrieben werden): Nur bei Kontakten mit Versorgungsbooten etc.
- Umwelt: Nur bei Kontakten mit Versorgungsbooten etc.
- Sicherheit: Nur bei Kontakten mit Versorgungsbooten etc.

6.4.2 Jacket

1. katastrophal:

- OWEA/Schiff (Gondeleinschlag): Bei einer hohen kinetischen Energie des Schiffes kann dieser Fall eintreten, allerdings ist diese Gefährdung nicht untersucht worden.
- Umwelt: Ein auseinanderbrechen bzw. Sinken des Schiffes kann bei keinem der untersuchten Szenarien beobachtet werden.
- Sicherheit: Da eine hohe Anzahl von Toten nur bei einer der beiden obigen Konsequenzen in Verbindung mit einem Passagierschiff denkbar ist, kann dieser Fall im Rahmen dieser Untersuchung ausgeschlossen werden.

2. schwerwiegend:

- OWEA/Schiff (OWEA zerstört): Bei einer Kollision > 50 MJ ist mit der Zerstörung der OWEA zu rechnen.
- Umwelt: Die Doppelhülle kann lokal von Knoten des Jackets durchdrungen werden. Dies ist aber nur bei einer Seitenkollision in einem Winkel von ca. 45° möglich. Bei Einhüllenschiffen kann es zum Austritt von Ladung kommen.
- Sicherheit: Mit vielen Schwerverletzten oder Toten ist außer im obigen Katastrophenfall nicht zu rechnen.

3. beträchtlich:

- OWEA/Schiff (OWEA defekt): Von diesem Fall muß bei jeder Kollision mit einem Seeschiff mindestens ausgegangen werden. Möglicherweise kann die OWEA nach Erneuerung/Reparatur des Jackets weiter betrieben werden.

- Umwelt: Ein Aufreißen der äußeren Hülle eines Doppelhüllenschiffs ist in jedem der Szenarien möglich, Betriebsstoffe aus den Seitentanks können ausfließen.
- Sicherheit: Verletzungen bei Besatzungsmitgliedern des rammenden Schiffes sind möglich.

4. unbedeutend/geringfügig:

- OWEA/Schiff (OWEA kann weiter betrieben werden): Nur bei Kontakten mit Versorgungsbooten etc.
- Umwelt: Nur bei Kontakten mit Versorgungsbooten etc.
- Sicherheit: Nur bei Kontakten mit Versorgungsbooten etc.

6.4.3 Tripod

1. katastrophal:

- OWEA/Schiff (Gondeleinschlag): Bei einer hohen kinetischen Energie des Schiffes kann dieser Fall eintreten (siehe auch Monopile und Jacket).
- Umwelt: Ein auseinanderbrechen bzw. Sinken des Schiffes kann bei keinem der untersuchten Szenarien beobachtet werden.
- Sicherheit: Da eine hohe Anzahl von Toten nur bei einer der beiden obigen Konsequenzen in Verbindung mit einem Passagierschiff denkbar ist, kann dieser Fall im Rahmen dieser Untersuchung ausgeschlossen werden.

2. schwerwiegend:

- OWEA/Schiff (OWEA zerstört): Bei einer Kollision > 50 MJ ist mit der Zerstörung der OWEA zu rechnen.
- Umwelt: Die Doppelhülle kann in einem ungünstigen Fall (zusätzliche Vertikalbewegung des Schiffes durch Seegang) in einem begrenzten Bereich durchschlagen werden. Bei Einhüllenschiffen kann es dagegen mit einer höheren Wahrscheinlichkeit zum Austritt von Ladung kommen.
- Sicherheit: Mit vielen Schwerverletzten oder Toten ist außer im obigen Katastrophenfall nicht zu rechnen.

3. beträchtlich:

- OWEA/Schiff (OWEA defekt): Von diesem Fall muß bei jeder Kollision mit einem Seeschiff mindestens ausgegangen werden. Möglicherweise kann die OWEA nach Erneuerung/Reparatur des Jackets weiter betrieben werden.
- Umwelt: Ein Aufreißen der äußeren Hülle eines Doppelhüllenschiffs ist in jedem der Szenarien möglich, Betriebsstoffe aus den Seitentanks können ausfließen.
- Sicherheit: Verletzungen bei Besatzungsmitgliedern des rammenden Schiffes sind möglich.

4. unbedeutend/geringfügig:

- OWEA/Schiff (OWEA kann weiter betrieben werden): Nur bei Kontakten mit Versorgungsbooten etc.
- Umwelt: Nur bei Kontakten mit Versorgungsbooten etc.
- Sicherheit: Nur bei Kontakten mit Versorgungsbooten etc.

Kapitel 7

Ergebnisse

Im Verlauf der Arbeiten an diesem Vorhaben wurden ca. 40 Berechnungen – einige davon mehrfach mit unterschiedlichen Randbedingungen – durchgeführt. Die Auswertung der Daten wird hier exemplarisch an einigen Beispielen durchgeführt, weitere Ergebnisse sind im Anhang zu finden. Vergleiche einzelner ausgewählter Aspekte werden am Ende dieses Kapitels gezeigt, die Anwendung der Ergebnisse folgt in Kapitel 8.

7.1 Monopile

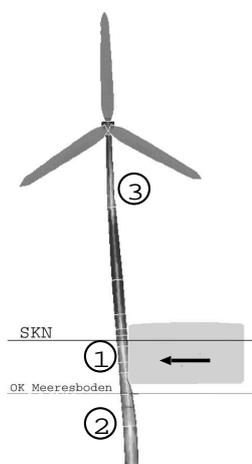


Abb. 7.1 Monopile

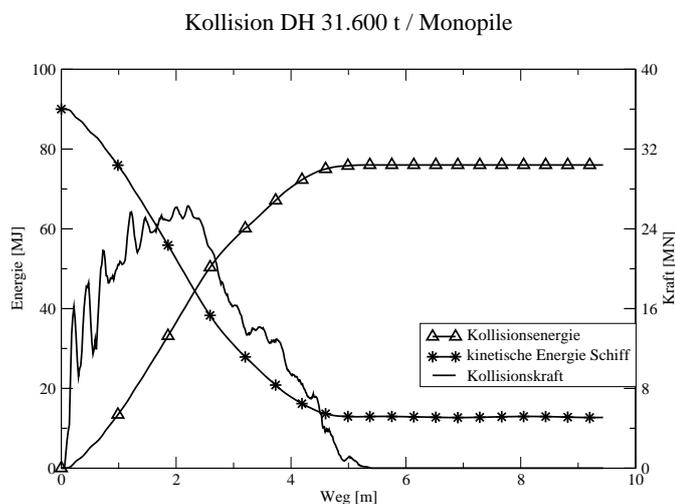


Abb. 7.2 Energie Monopile

Der Monopile kann die Kollisionsenergie nicht aufnehmen. Strukturelles Versagen tritt zunächst an der Kontaktfläche (1) auf, der Turm wird vom Schiff weggedrückt. Im weiteren Verlauf kann der Gründungspfahl die durch die Biegung erzwungenen Kräfte und Momente nicht mehr aufnehmen, da die relativ schnelle Verformung im Baugrund zu hohen Porenwasserdrücken führt und somit dieser erheblich steifer wird. Der Pfahl knickt

am Übergang zwischen der weichen oberen und einer steiferen Bodenschicht ab. (2) Danach fällt die OWEA vom Schiff weg.

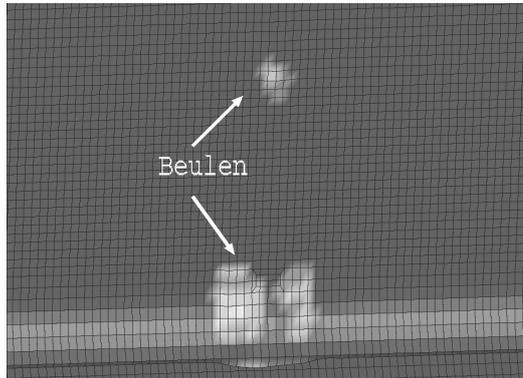


Abb. 7.3 Schäden an der äußeren Hülle

Ein weiterer zu beachtender Punkt ist die Entstehung einer Beule im Turm in der Nähe des Turmkopfes (3). Diese Beule wird durch die hohe Masse der Gondel und der damit verbundenen Trägheit hervorgerufen. Denkbar ist hier auch ein Abknicken des Turms, allerdings bedarf die Beurteilung von Gefahren, die durch das mögliche Herabstürzen der Gondel hervorgerufen werden, weiterer Untersuchungen. Die Möglichkeit des Eintreffens dieses Szenarios ist besonders dann

in Erwägung zu ziehen, wenn (anders als in der vorliegenden Untersuchung) Gondeln mit hoher Masse ($\geq 300t$) installiert werden.

Die Beschädigungen an den untersuchten Schiffen sind insgesamt gering (siehe Abbildung 7.3). Zu einer Leckage ist es in keinem der im Untersuchungsprogramm¹ festgeschriebenen Fälle gekommen.

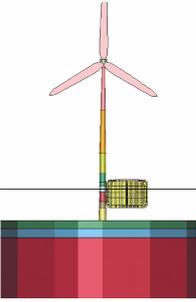
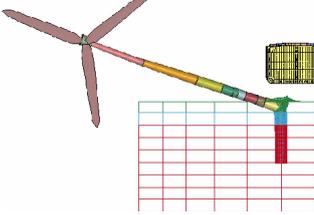
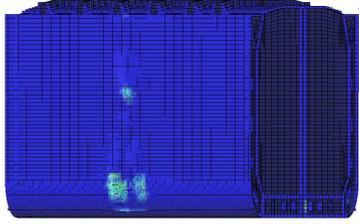
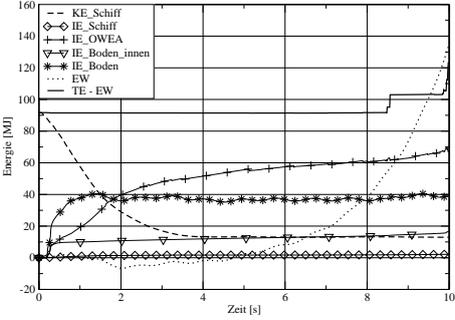
Wird jedoch der Massenschwerpunkt des rammenden Schiffs nicht identisch mit dem Massenschwerpunkt der modellierten Sektion angenommen, so kommt es infolge der Exzentrizität zu einer Drehbewegung des Schiffs, die nach einem Abknicken des Monopiles etwa in Höhe des Schiffsbodens dazu führen kann, daß der Boden oder die Seitenwand des Schiffs stark beschädigt wird.

Dieses Szenario führt bei einer Kollision mit einem **Einhüllentanker** zu einer Leckage, so daß maximal die vom UBA angesetzte Störfallbemessungsmenge an Öl (der Inhalt von drei Ladetanks eines 160.000 tdw Tankers) austreten würde.

Bei einem Szenario, in dem die kinetische Energie des Schiffs jedoch nicht ausreichen würde, um den Monopile zum Abknicken zu bringen, würde die Drehung lediglich dazu führen, daß weniger Energie in die OWEA-Struktur eingetragen würde und es käme nicht zu einer größeren Gefährdung der Meeresumwelt.

¹In dem projektbegleitenden Arbeitskreis wurde festgelegt, daß der zentrische, seitliche Aufprall des Schiffs auf eine OWEA untersucht werden sollte, da hier die meiste Energie in die OWEA eingetragen wird.

7.1.1 Seitenkollision mit dem Doppelhüllentanker 31.600 tdw

Seitenkollision Nr. 3	MPDH03															
																
Ausgangssituation	t = 10 s	Beschädigungen am Schiff														
OWEA Monopile Butendiek		Schiff Doppelhüllentanker 31.600 tdw														
Kollisionsart Driftwinkel Geschwindigkeit		Seitenkollision 90° 2,0 $\frac{m}{s}$														
Der Tanker treibt seitlich auf den Monopile. Durch die leicht konische Form des Turms wird der Kontakt zunächst nur lokal im Kimmbereich des Schiffs hergestellt. Daher findet die Einleitung der Kollisionskraft auch nur lokal in diesem Bereich statt, wodurch eine Beule entsteht und der Turm vom Schiff weggedrückt wird.																
<p style="text-align: center;">Verlauf der Energie Monopile/Doppelhüllentanker 31.600 tdw</p>  <p style="text-align: center;">Abb. 7.4 Energie</p>	<table border="0"> <tr> <td>Kinetische Energie (t=0s):</td> <td>91,7 MJ</td> </tr> <tr> <td>Dissipierte Energie Schiff:</td> <td>2,0 MJ</td> </tr> <tr> <td>Dissipierte Energie OWEA:</td> <td>70,0 MJ</td> </tr> <tr> <td>Dissipierte Energie Boden:</td> <td>40,0 MJ</td> </tr> <tr> <td>Kinetische Energie (t=10s):</td> <td>13,0 MJ</td> </tr> <tr> <td>Kontakt-E. Schiff/OWEA:</td> <td>1,4 MJ</td> </tr> <tr> <td>Kontakt-E. OWEA/Boden:</td> <td>-35,0 MJ</td> </tr> </table>		Kinetische Energie (t=0s):	91,7 MJ	Dissipierte Energie Schiff:	2,0 MJ	Dissipierte Energie OWEA:	70,0 MJ	Dissipierte Energie Boden:	40,0 MJ	Kinetische Energie (t=10s):	13,0 MJ	Kontakt-E. Schiff/OWEA:	1,4 MJ	Kontakt-E. OWEA/Boden:	-35,0 MJ
Kinetische Energie (t=0s):	91,7 MJ															
Dissipierte Energie Schiff:	2,0 MJ															
Dissipierte Energie OWEA:	70,0 MJ															
Dissipierte Energie Boden:	40,0 MJ															
Kinetische Energie (t=10s):	13,0 MJ															
Kontakt-E. Schiff/OWEA:	1,4 MJ															
Kontakt-E. OWEA/Boden:	-35,0 MJ															
Schadenskategorie Schiff: Schadenskategorie OWEA: Schadenskategorie Umwelt:	geringfügig (1) schwerwiegend (3) geringfügig (1)															
insgesamt:	geringfügig (1)															

Tab. 7.1 Kollision Doppelhüllentanker – Monopile

Monopile: Kollisionskraft / Weg

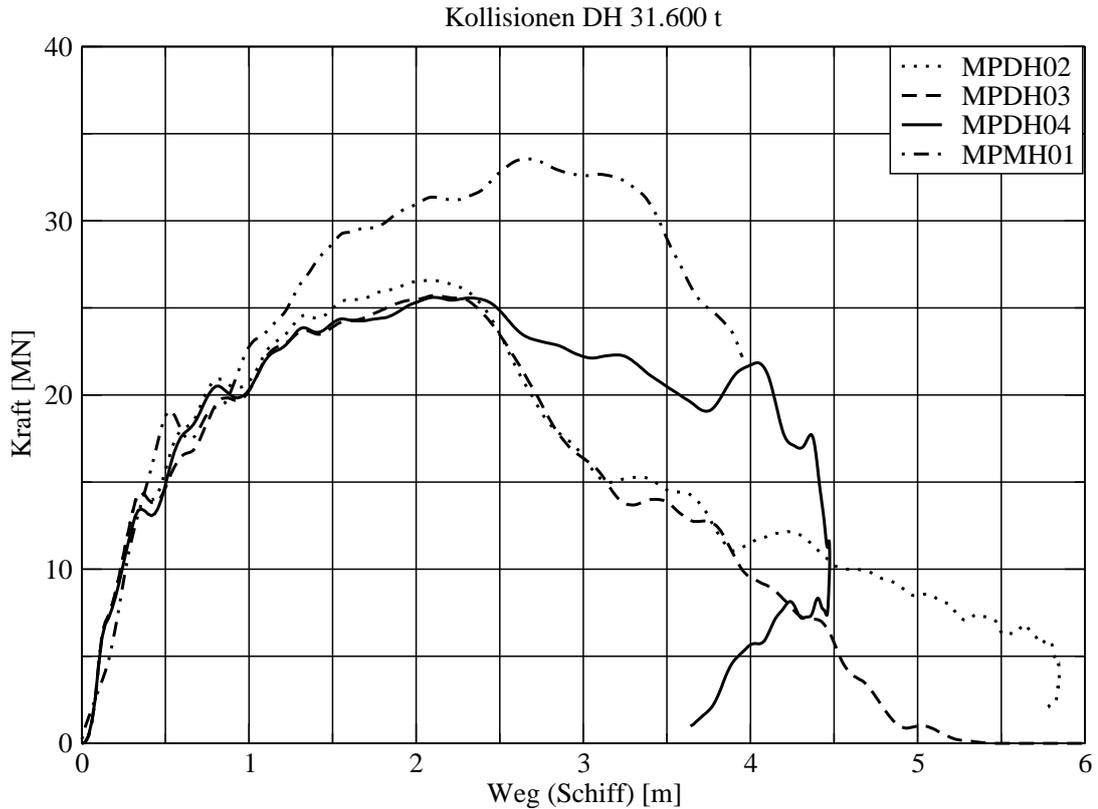


Abb. 7.5 Verlauf der Kollisionskraft

Die Seitenkollision zwischen Doppelhüllentanker und Monopile wurde mit verschiedenen Randbedingungen berechnet. In der obigen Grafik ist der Verlauf der Kollisionskraft bezogen auf den vom Schiff zurückgelegten Weg aufgetragen. Alle Rechnungen wurden mit einer Aufprallgeschwindigkeit von $2 \frac{m}{s}$ durchgeführt. In den Rechnungen MPDHxy ist der Doppelhüllentanker, in der Berechnung MPMH01 ist der Einhüllentanker verwendet worden. In der Berechnung MPDH02 war das Gewicht der Gondel nicht berücksichtigt worden, in der Berechnung MPDH03 dagegen schon. In beiden Rechnungen wurde der Kontakt zwischen Pfahl und Boden durch einen relativ harten Kontakt hergestellt, in der Berechnung MPDH04 durch einen weichen („soft constraint“).

In den Berechnungen MPDH02 und MPDH03 ist der Verlauf der Kollisionskraft zunächst fast identisch, lediglich im weiteren Verlauf ergeben sich Unterschiede: bei MPDH02 kommt das Schiff zum Stillstand (Kraft fällt schlagartig ab) bei MPDH03 fällt der Monopile um, bevor das Schiff völlig abgebremst wurde; hier führt das Gondelgewicht zu einem schnellen Umfallen des Monopiles, nachdem das strukturelle Versagen schon durch das Beulen hervorgerufen wurde.

Monopile: Kollisionsenergie / Weg

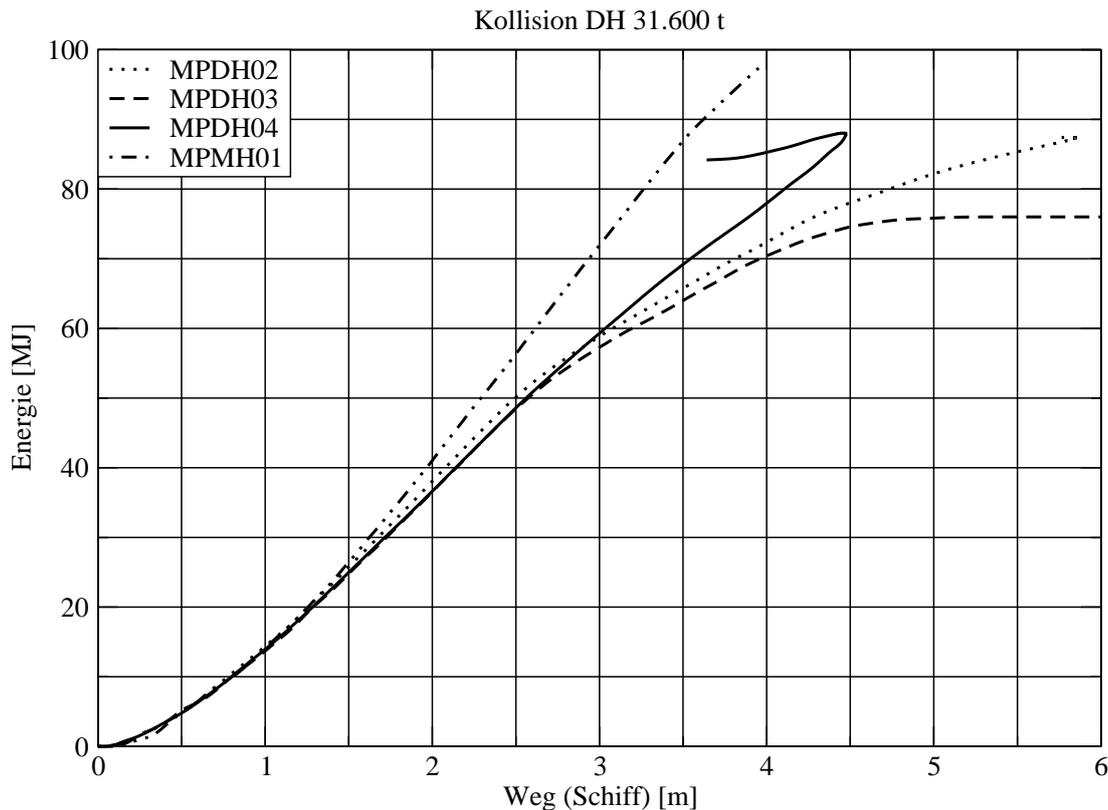
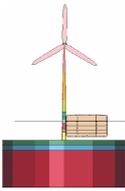
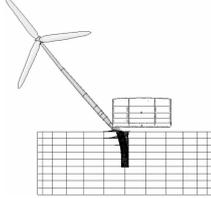
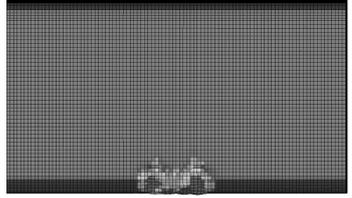
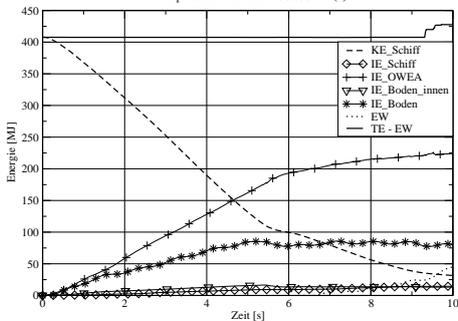


Abb. 7.6 Verlauf der Kollisionsenergie

In der Berechnung MPDH04 wird durch die weiche Kontaktformulierung das Bruchkriterium für den Stahl an der Knickstelle gerade nicht erreicht. Daher und da die kinetische Energie des Schiffs vollständig aufgebraucht ist, kann die OWEA zunächst zurückschwingen (aber nicht vollständig!) und das Schiff in die entgegengesetzte Richtung wegschieben. Ob sie nach einiger Zeit doch umfällt oder schief stehen bleibt zeichnet sich in der simulierten Zeit nicht eindeutig ab, durch weiteres Einwirken von Wind und Wellen ist aber ein endgültiges Versagen wahrscheinlich.

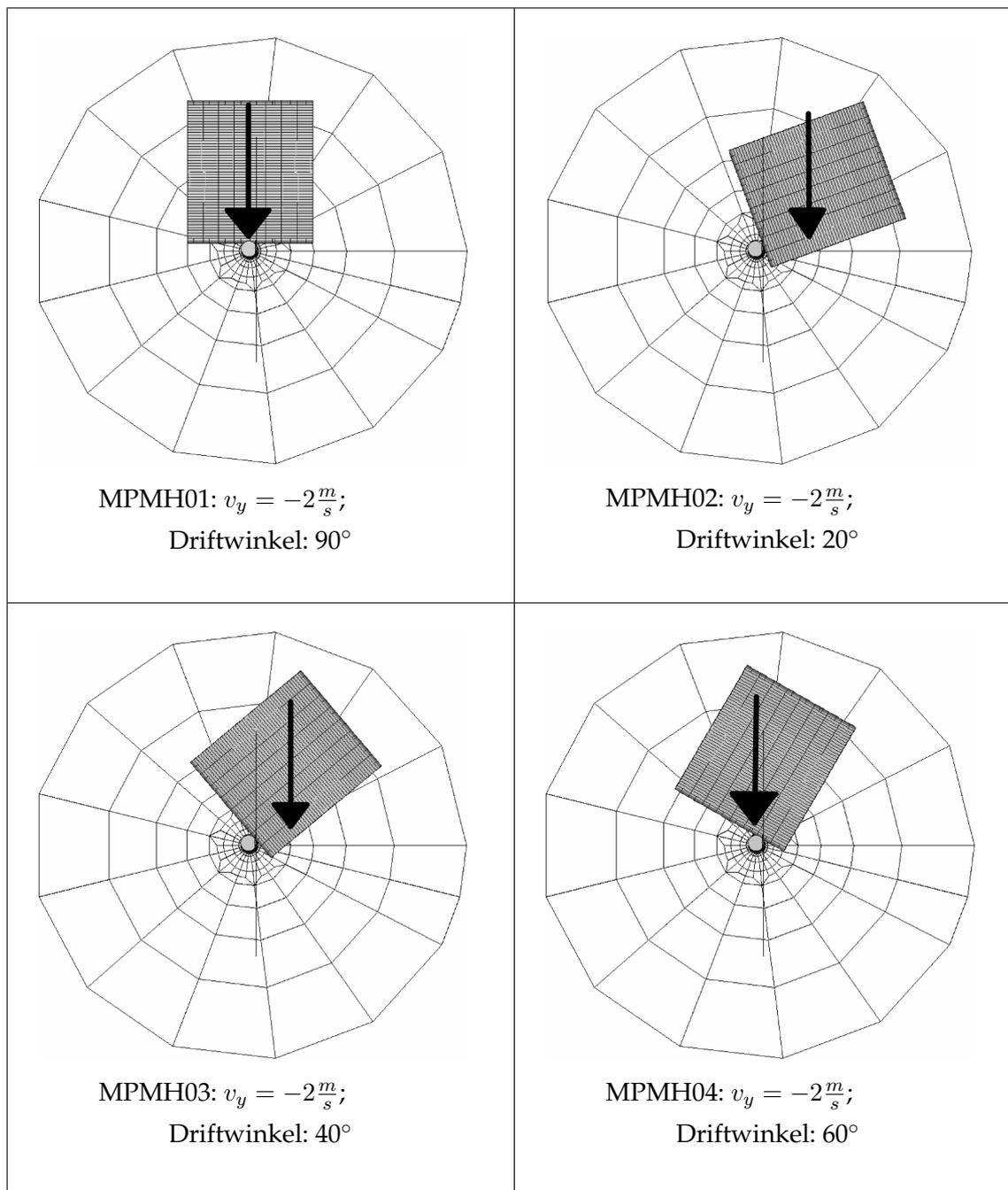
Mit kleinen Änderungen bei der Annahme der kinetischen Energie des Schiffs (Gesamtgewicht, Driftgeschwindigkeit) bzw. Änderung des Bruchkriteriums würde auch hier die OWEA ohne Zurückschwingen vom Schiff wegfallen (MPDH04a: Driftgeschwindigkeit $3,0 \frac{m}{s}$ und MPDH04b: Bruch tritt ein bei 8,5% plastischer Dehnung). Die Wahl der Bruchdehnung erfolgte aufgrund empirischer Daten nach [26] (siehe Seite 45).

7.1.2 Kollisionen mit dem Einhüllentanker 150.000 tdw

Seitenkollision Nr. 1	MPMH01	
		
Ausgangssituation	t = 10 s	Beschädigungen am Schiff
OWEA Monopile Butendiek	Schiff Einhüllentanker 150.000 tdw	
Kollisionsart Driftwinkel Geschwindigkeit	Seitenkollision 90° 2,0 $\frac{m}{s}$	
<p>Die Kollision läuft ähnlich der des Doppelhüllentankers mit dem Monopile ab, jedoch ist bei dem Einhüllentanker die Kollisionsenergie durch seine größere Masse etwa 4,6-mal so groß. Der Monopile neigt sich unter der Last zur Seite und bricht ab.</p>		
<p>Verlauf der Energie Monopile/Einhüllentanker 150.000 tdw (1)</p>  <p>Abb. 7.7 Energie</p>	<p>Kinetische Energie (t=0s): 407,6 MJ Dissipierte Energie Schiff: 14,5 MJ Dissipierte Energie OWEA: 224,1 MJ Dissipierte Energie Boden: 80,0 MJ Kinetische Energie (t=10s): 31,7 MJ Kontakt-E. Schiff/OWEA: 25,0 MJ Kontakt-E. OWEA/Boden: 5,0 MJ</p>	
Schadenskategorie Schiff:	geringfügig (1)	
Schadenskategorie OWEA:	beträchtlich (3)	
Schadenskategorie Umwelt:	geringfügig (1)	
insgesamt:	geringfügig (1)	

Tab. 7.2 Kollision Einhüllentanker – Monopile

Kollisionen mit Einhüllentanker (Forts.)



Tab. 7.3 Kollisionen Einhüllentanker – Monopile: Variation des Driftwinkels

In der obigen Tabelle sind vier verschiedene Situationen dargestellt. Anhand dieser Kollisionen ist die Auswirkung des Driftwinkels auf die Konsequenzen untersucht worden. Es war anzunehmen, daß die Seitenkollision MPMH01 zu den größten Schäden führt und die Schadensschwere mit Veränderung des Winkels abnimmt.

Bei allen Berechnungen bis auf MPMH02 (Winkel: 20°) knickte der Monopile ab. In allen Fällen neigte sich die OWEA vom Schiff weg und die Beule am Turmkopf führte nicht zu lokalem Versagen an dieser Stelle.

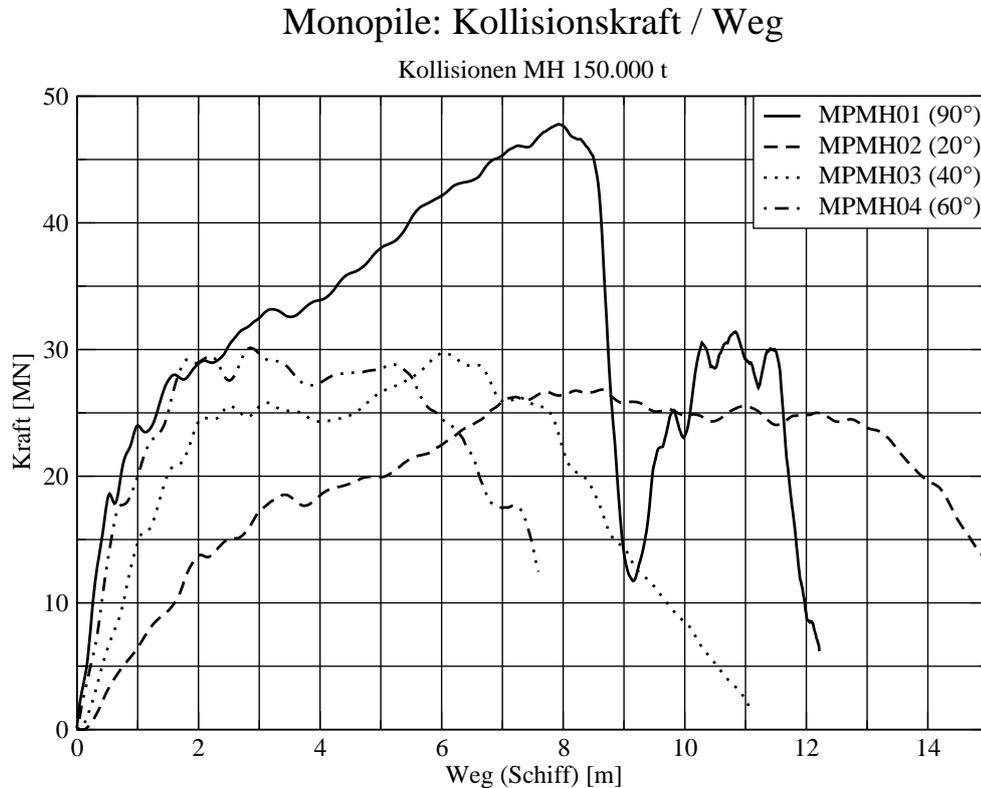


Abb. 7.8 Verlauf der Kollisionskraft

Der Verlauf der Kollisionskraft (in Abb. 7.8 hier ist er auf die Positionsänderung des Schiffs bezogen dargestellt) zeigt für MPMH01 den höchsten absoluten Wert (47,8 MN). An dieser Stelle versagt der Gründungspfahl, die Kontaktkraft fällt schlagartig um ca. 75%, da der Widerstand der OWEA jetzt wesentlich geringer ist, bevor die Kraft noch einmal auf ca. 30 MN ansteigt bis der Monopile vom Schiff wegfällt.

Die Kraftverläufe aus den anderen Berechnungen steigen je nach Driftwinkel weniger steil an, was an der Definition der x-Achse liegt. Wäre nur die Bewegung in y-Richtung des Schiffs aufgetragen worden, lägen die Kurven der vier Rechnungen sehr nahe beieinander. Die Maxima der Kraftverläufe sind bei ca. 25 – 30 MN zu finden. Dieser Unterschied kann nur in der Kontaktformulierung begründet sein (siehe Abschnitt 5.1.5) und wird zur Zeit untersucht.

Der Abfall der Kollisionskraft aus den Rechnungen MPMH03 und MPMH04 folgt aus dem Versagen des Monopiles, ähnlich wie in Rechnung MPMH01. In Rechnung

MPMH02 (Winkel 20°) wird die maximale Kraft aus den anderen Rechnungen nicht erreicht. Das Schiff wird sogar leicht abgelenkt, wodurch der Kontakt zum Monopile im weiteren Verlauf verloren geht. Hier kommt es nicht zum Versagen der Gründungsstruktur.

Monopile: Kollisionsenergie / Weg

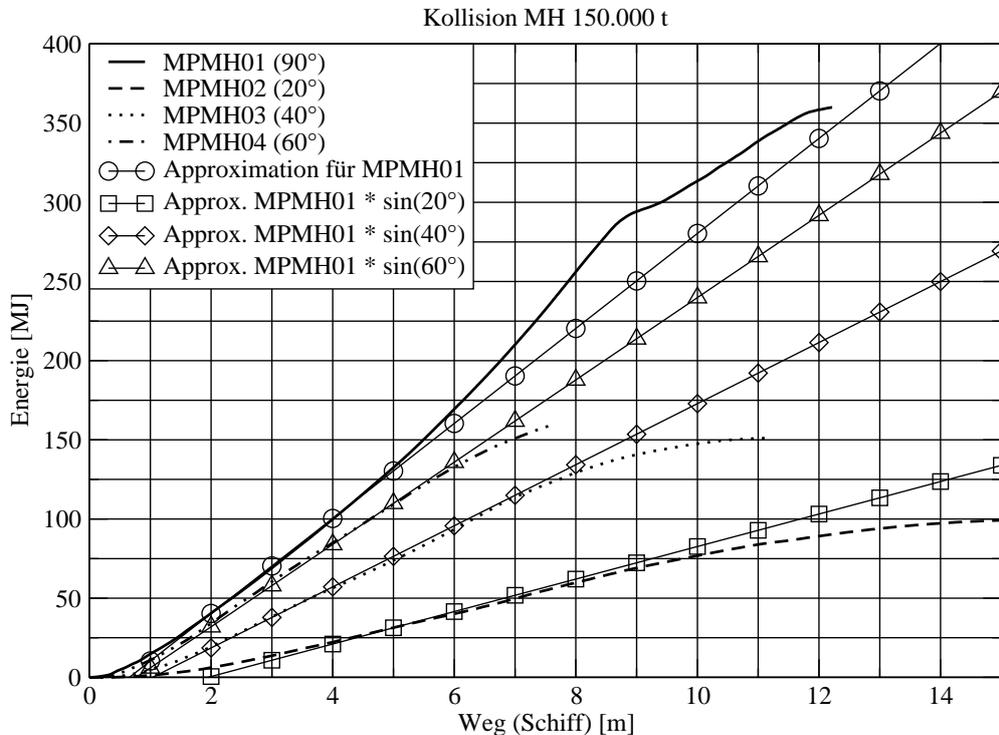


Abb. 7.9 Verlauf der Kollisionsenergie

Der Verlauf der Kollisionsenergie wurde für MPMH01 linear approximiert (Abb. 7.9). Die Steigung der Geraden wurde dann mit dem Sinus des Driftwinkels der anderen Berechnungen multipliziert und zeigt „gute Übereinstimmung“ mit den Steigungen der berechneten Verläufe bis die OWEA-Gründung versagt (ca. 130 MJ) bzw. der Kontakt nicht mehr vorhanden ist (MPMH02)

Die Berechnungen MPMH03 und MPMH04 wurden allerdings kurz nach Eintritt des Versagens automatisch abgebrochen, da einige Elemente invertiert waren und damit die Berechnung nicht fortgeführt werden konnte.

Bei keiner der Berechnungen ist es zu Zerstörungen der Schiffsaußenhaut (Löcher, Risse) gekommen, so daß es als unwahrscheinlich angesehen werden kann, daß es zu Austritt größerer Mengen von Ladung (Flüssigkeiten etc.) kommt.

Setzt man auf der „sicheren Seite“ liegend ein Bruchkriterium von 5% plastischen Dehnungen an siehe [16], Abschnitt 33 B 2, zeigt sich folgendes Bild (Die Bereiche mit plasti-

schen Dehnungen von mehr als 5 % sind schwarz eingefärbt):

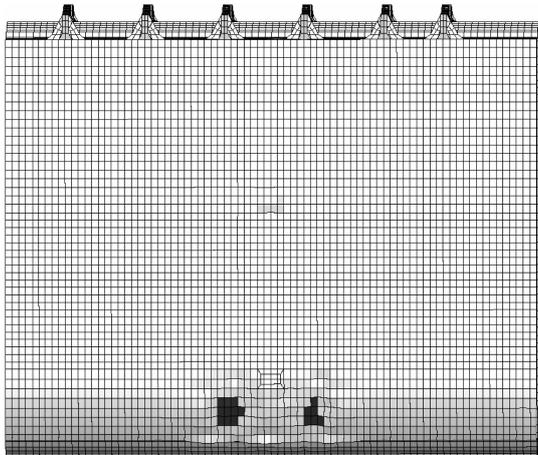


Abb. 7.10 Doppelhüllentanker: nur äußere Hülle Betroffen

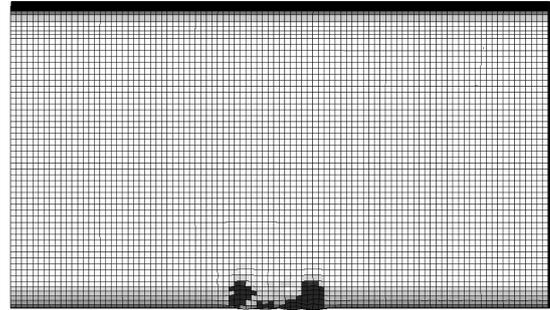


Abb. 7.11 Einhüllentanker: betroffener Bereich ca. $7m \cdot 2,5m$

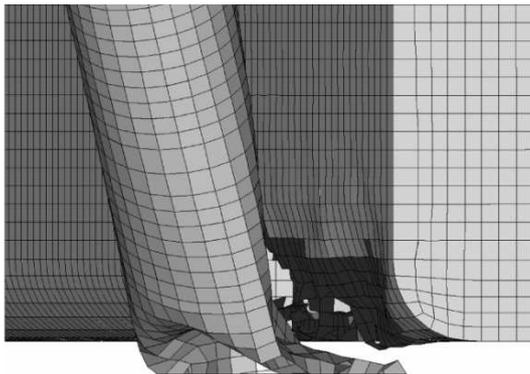
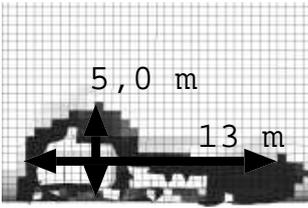
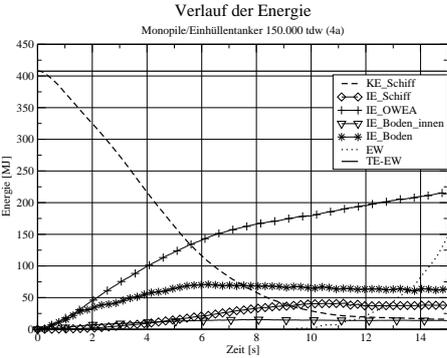


Abb. 7.12 Leck in der Hülle

Bei allen Berechnungen mit dem Doppelhüllentanker ist nur die äußere Hülle betroffen, es treten weder Ladung noch Betriebsstoffe aus. Bei Kollisionen Monopile-Einhüllentanker ist ein Laderaum von Schäden betroffen, es kann maximal die Ladung aus *einem* (bzw. bei sehr ungünstigen Verhältnissen – der Tanker trifft genau mit dem Querschott auf den Monopile – *zwei*) Ladetanks austreten. Wie bereits angedeutet, kann der Einhüllentanker durch ungünstige Verhältnisse (Drehung des Schiffs bei ausreichend hoher kinetischer Energie) an der Bruchstelle den Monopile entlangfahren und aufgeschlitzt werden.

Bei allen Berechnungen mit dem Doppelhüllentanker ist nur die äußere Hülle betroffen, es treten weder Ladung noch Betriebsstoffe aus. Bei Kollisionen Monopile-Einhüllentanker ist ein Laderaum von Schäden betroffen, es kann maximal die Ladung aus *einem* (bzw. bei sehr ungünstigen Verhältnissen – der Tanker trifft genau mit dem Querschott auf den Monopile – *zwei*) Ladetanks austreten. Wie bereits angedeutet, kann der Einhüllentanker durch ungünstige Verhältnisse (Drehung des Schiffs bei ausreichend hoher kinetischer Energie) an der Bruchstelle den Monopile entlangfahren und aufgeschlitzt werden.

Seitenkollision Nr. 4	MPMH04	
Ausgangssituation	t = 10 s	Beschädigungen am Schiff
OWEA Monopile Butendiek	Schiff Einhüllentanker 150.000 tdw	
Kollisionsart	Seitenkollision	
Driftwinkel	60°	
Geschwindigkeit	2,0 $\frac{m}{s}$	
<p>Der Tanker driftet in einem Winkel von 60° auf den Monopile, wodurch dieser nicht unterhalb des Meeresbodens, sondern an der Kontaktstelle versagt. Da das Schiff weiterdriftet, kann der Pfahl die Hülle stark beschädigen. Das Schiff verliert den Kontakt wieder, zu diesem Zeitpunkt ist ein 13 m langes Leck in die Außenhülle geschlitzt worden.</p>		
 <p>Verlauf der Energie Monopile/Einhüllentanker 150.000 tdw (4a)</p> <p>Abb. 7.13 Energie</p>	<p>Kinetische Energie (t=0s): 408,0 MJ Dissipierte Energie Schiff: 38,0 MJ Dissipierte Energie OWEA: 214,3 MJ Dissipierte Energie Boden: 77,6 MJ Kinetische Energie (t=15s): 15,9 MJ Kontakt-E. Schiff/OWEA: 59,1 MJ Kontakt-E. OWEA/Boden: 3,0 MJ</p>	
Schadenskategorie Schiff:	schwerwiegend (3)	
Schadenskategorie OWEA:	schwerwiegend (3)	
Schadenskategorie Umwelt:	schwerwiegend (3)	
insgesamt:	schwerwiegend (3)	

Tab. 7.4 Kollision Einhüllentanker – Monopile

7.1.3 Kollisionen mit dem Containerschiff

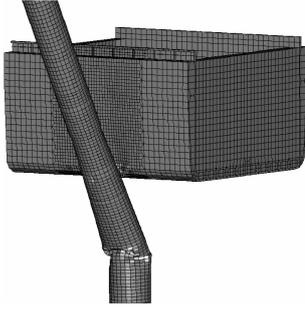


Abb. 7.14 Knick

Das Containerschiff hat mit 52.000t bei gleicher Geschwindigkeit ($2\frac{m}{s}$) eine um ca. 16% größere kinetische Energie, die bei der Kollision auf die Struktur übertragen werden muß. Alle Parameter wurden wie in Rechnung MPDH04 gewählt. Die Berechnung zeigt, daß der Monopile aufgrund der größeren Kollisionsenergie und der leicht nach oben breiter werdenden Form der Seitenwände des Containerschiffs versagt. Durch diese Form kann die Kraft über die gesamte Höhe der Schiffsseite in den sich nach oben verjüngenden Monopile eingetragen werden, was gleichzeitig zu einer Verringerung von möglichen Schäden am Schiff führt.

Das Containerschiff hat mit 52.000t bei gleicher Geschwindigkeit ($2\frac{m}{s}$) eine um ca. 16% größere kinetische Energie, die bei der Kollision auf die Struktur übertragen werden muß. Alle Parameter wurden wie in Rechnung MPDH04 gewählt. Die Berechnung zeigt, daß der Monopile aufgrund der größeren Kollisionsenergie und der leicht nach oben breiter werdenden Form der Seitenwände des Containerschiffs versagt. Durch diese Form kann die Kraft über die gesamte Höhe der Schiffsseite in den sich nach oben verjüngenden Monopile eingetragen werden, was gleichzeitig zu einer Verringerung von möglichen Schäden am Schiff führt.

Kollision Containerschiff / Monopile

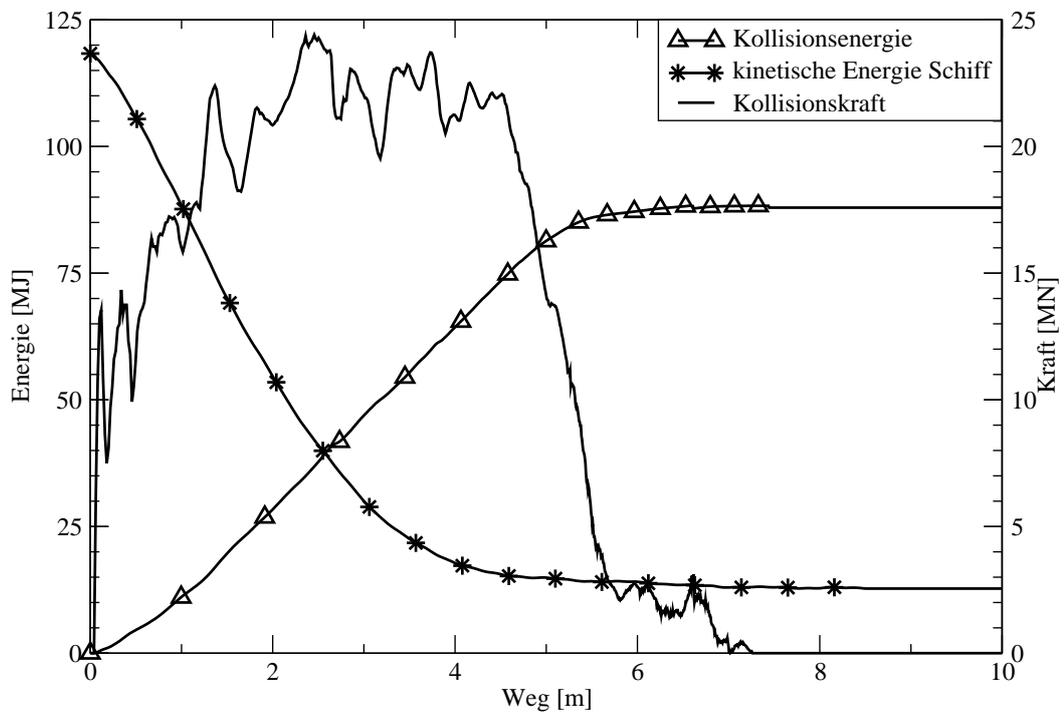


Abb. 7.15 Energiebilanz Containerschiff

7.2 Jacket

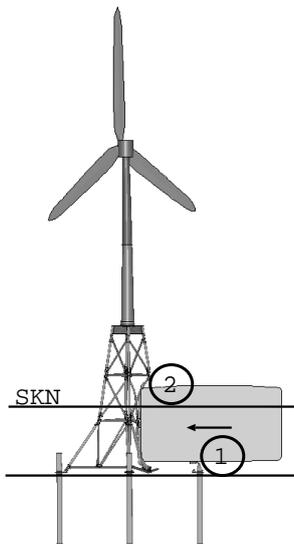


Abb. 7.16 Jacket

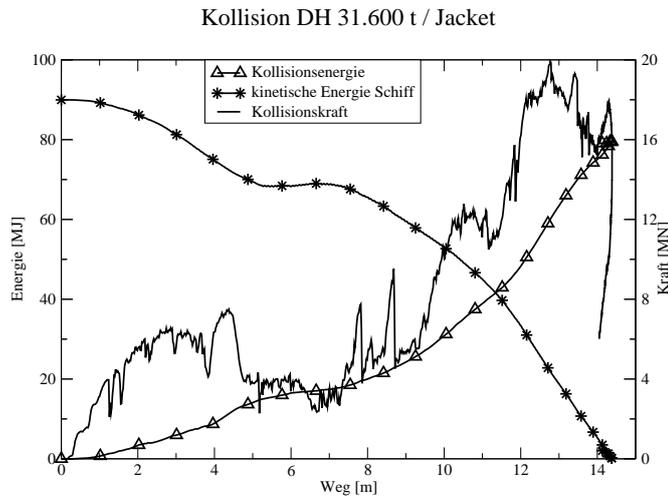


Abb. 7.17 Energie Jacket

Das Jacket reagiert wegen der feingliedrigen Struktur im Kollisionsverlauf grundsätzlich anders: Die dünnen Rohre können keinen nennenswerten Widerstand leisten, je tiefer der Schiffskörper in die Struktur eindringt, desto größer sind die lokalen Zerstörungen am Jacket. Global kommt es jedoch zunächst nicht zu einem Versagen, da das weggerissene Auflager (1) durch den Schiffskörper, bzw. die Auflagerkraft durch die Kollisionskraft ersetzt wird (2).

Im weiteren Verlauf werden allerdings abhängig von der Größe der kinetischen Anfangsenergie des Schiffs große Teile der Gründungskonstruktion weggerissen, wodurch die Stabilität endgültig verloren geht. Das Jacket fällt in sich zusammen.

Es ist möglich, daß das Schiff zum Zeitpunkt des Einsturzes schon wieder von der OWEA wegtreibt (kleinere Schiffe), allerdings kann die Gondel auch auf das Schiff stürzen, wenn es z. B. direkt unter ihr zum Stillstand kommt (möglich bei größeren Schiffen).

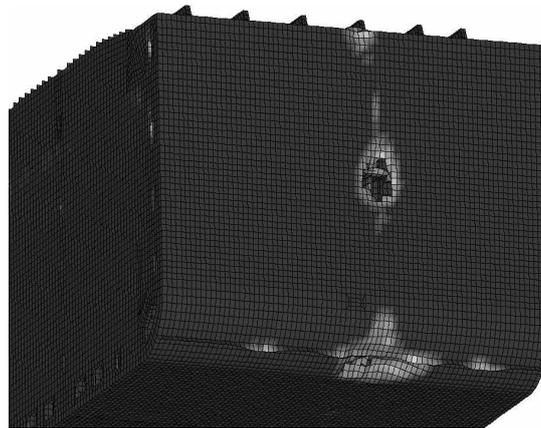
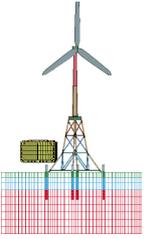
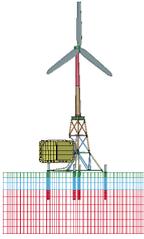
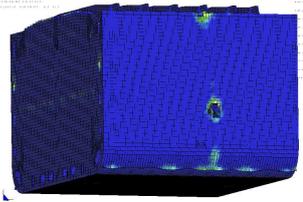
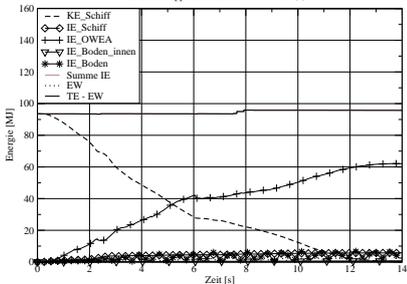


Abb. 7.18 Schäden an der äußeren Hülle

Die Schäden am Schiff durch Kontakt mit Gründungselementen der OWEA sind bei Kol-

lisionen mit Jackets größer als bei Kollisionen mit Monopiles, allerdings sind die Beschädigungen auf relativ kleine Bereiche beschränkt, solange es nicht zum Einschlag herabstürzender Gondel- bzw. Rotorelemente kommt. Es kann aber auch hier zum Austritt von Ladung oder Betriebsstoffen - insbesondere bei Einhüllenschiffen - kommen.

7.2.1 Kollisionen mit dem Doppelhüllentanker 31.600 tdw

Seitenkollision Nr. 9	JADH09	
		
Ausgangssituation	t = 10 s	Beschädigungen am Schiff
OWEA Jacket Butendiek	Schiff Doppelhüllentanker 31.600 tdw	
Kollisionsart Driftwinkel Geschwindigkeit	Seitenkollision 45° 2,0 $\frac{m}{s}$	
Der Tanker treibt im Winkel von 45° auf eine Stütze des Jacketts. Da das Jackett lokal schwach ist, wird die Stütze weggedrückt, das Schiff kommt zum Stillstand. Die Beschädigungen am Schiff sind gering.		
<p>Verlauf der Energie Jacket-Doppelhüllentanker 31.600 tdw (9)</p>  <p>Abb. 7.19 Energie</p>	<p>Kinetische Energie (t=0s): 91,7 MJ Dissipierte Energie Schiff: 5,0 MJ Dissipierte Energie OWEA: 62,0 MJ Dissipierte Energie Boden: 5,0 MJ Kinetische Energie (t=15s): 0,0 MJ Kontakt-E. Schiff/OWEA: 85,0 MJ</p>	
Schadenskategorie Schiff:	geringfügig (1)	
Schadenskategorie OWEA:	schwerwiegend (3)	
Schadenskategorie Umwelt:	geringfügig (1)	
insgesamt:	geringfügig (1)	

Tab. 7.5 Kollision Doppelhüllentanker – Jacket

Jacket: Kollisionskraft / Weg

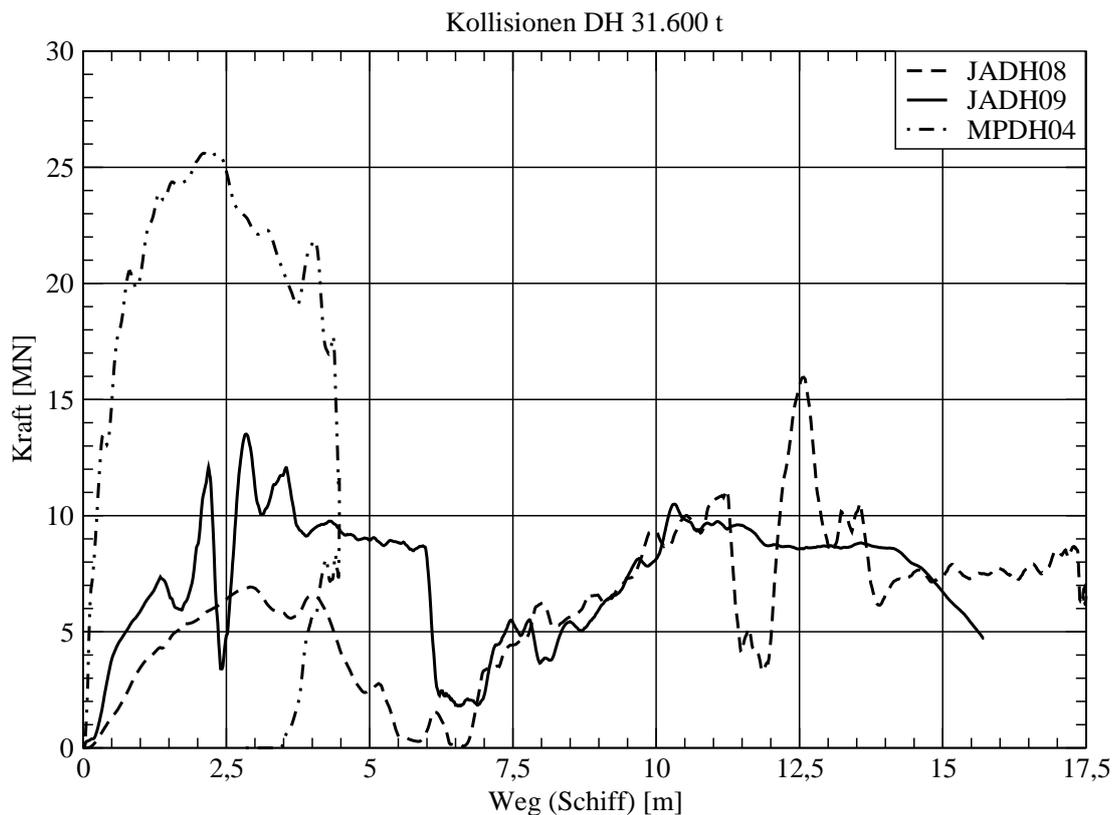


Abb. 7.20 Verlauf der Kollisionskraft

In Abb. 7.20 sind die Verläufe der Kollisionskraft aus zwei Berechnungen mit dem Jacket und einer Berechnung mit dem Monopile gegenübergestellt. Es fällt auf, daß bei den Kollisionen mit dem Jacket nur eine wesentlich geringere Kraft aufgebaut werden kann als bei der Kollision mit dem Monopile. Anschaulich wird dies klar, wenn man sich verdeutlicht, daß die Kontaktfläche des Jackets wesentlich kleiner ist als die des Monopiles und die in Kontakt stehenden Bauteile zudem noch wesentlich weicher sind als das Rohr des Monopiles.

Da die Kollisionsenergie dem Integral der Kollisionskraft über den Weg entspricht, kann die kinetische Energie des Schiffs nur abgebaut werden, wenn eine wesentlich größere Strecke zurückgelegt wird als bei der Kollision mit dem Monopile. Dieser Zusammenhang ist in Abb. 7.21 dargestellt. Während bei dem Monopile das Maximum bei ca. 4,5 m erreicht wird, muß das Schiff fast 14 m in das Jacket eindringen, damit der gleiche Energiebetrag in die Struktur eingeleitet wird (JADH09).

Da sich die Position der Schiffe in den beiden berechneten Szenarien mit dem Jacket unterscheidet (hoher und niedriger Wasserstand), ist der Verlauf der Kollisionsenergie stark unterschiedlich: Da das Schiff in der Rechnung JADH08 (niedriger Wasserstand)

zunächst über den Pfahlkopf fährt, kommt es erst später zum Kontakt mit der Stütze des Jackets, ein kleiner Teil der Energie ist dann schon abgebaut, zu nennenswerten Schäden in der Außenhaut des Schiffs kommt es durch den Kontakt mit dem Pfahlkopf nicht.

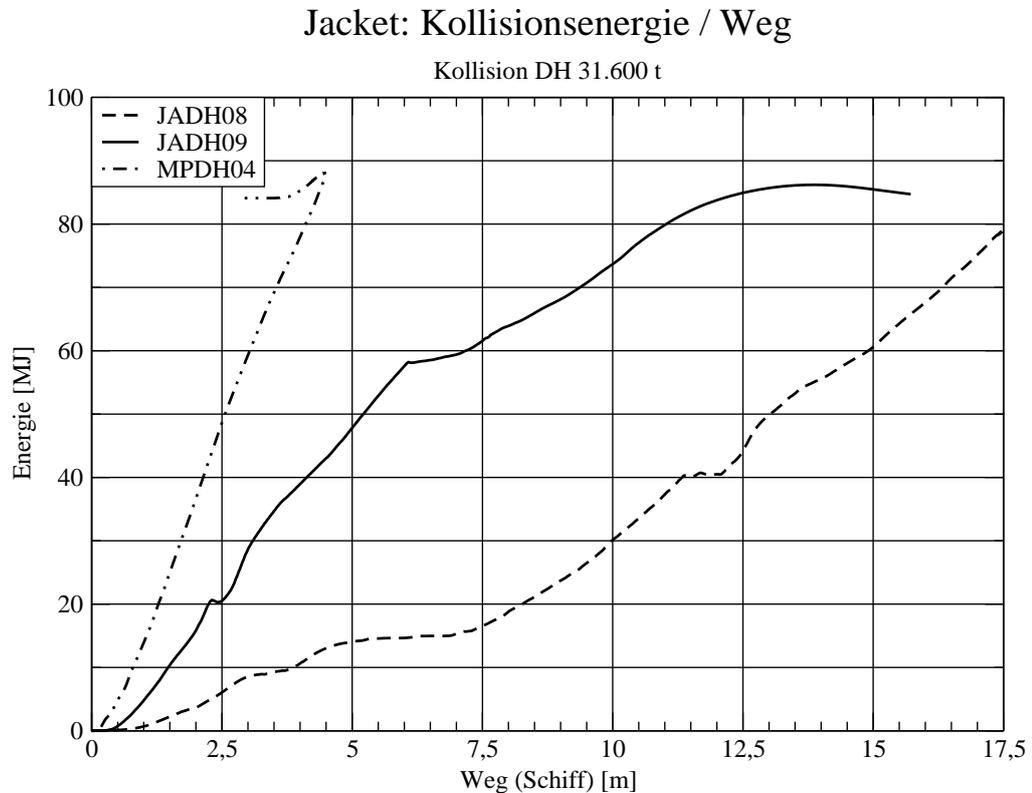
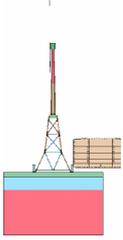
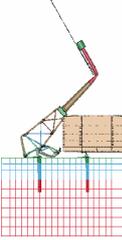
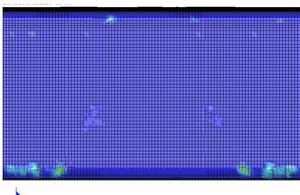
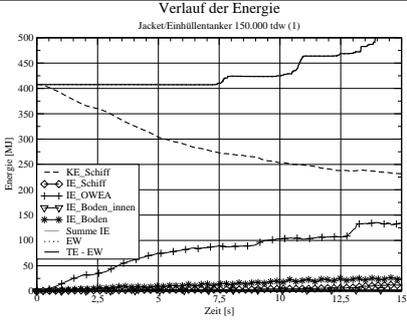


Abb. 7.21 Verlauf der Kollisionsenergie

Da sich das Schiff nach den zurückgelegten 15 bis 20 m unterhalb der Gondel befindet und das Jacket bis dahin noch nicht kollabiert ist, besteht die Gefahr, daß die auf das Schiff herunterfallen könnte. In der Simulationszeit von 20 Sekunden ist dieses Verhalten jedoch nicht beobachtet worden.

Da von der Gondel und dem Rotor nur Masse, Schwerpunkt und Trägheit beschrieben wurden, kann auch nicht beurteilt werden, ob möglicherweise einige Teile von ihr durch hohe Lasten am Turmkopf herunterfallen können.

7.2.2 Kollisionen mit dem Einhüllentanker 150.000 tdw

Seitenkollision Nr. 1	JAMH01													
														
Ausgangssituation	t = 10 s	Beschädigungen am Schiff												
OWEA Jacket Butendiek	Schiff Einhüllentanker 150.000 tdw													
Kollisionsart Driftwinkel Geschwindigkeit	Seitenkollision 90° 2,0 $\frac{m}{s}$													
Der Tanker treibt auf zwei Stützen des Jackets. Die Stützen werden weggedrückt, das Jacket wird aus der Verankerung gerissen und der Turm fällt auf das Schiff. Die Gondel fällt über das Schiff hinweg ins Wasser. Das Schiff kommt nicht zum Stillstand; die Beschädigungen am Schiff sind gering.														
 <p style="text-align: center;">Abb. 7.22 Energie</p>	<table border="0"> <tr> <td>Kinetische Energie (t=0s):</td> <td>410,0 MJ</td> </tr> <tr> <td>Dissipierte Energie Schiff:</td> <td>10,0 MJ</td> </tr> <tr> <td>Dissipierte Energie OWEA:</td> <td>85,0 MJ</td> </tr> <tr> <td>Dissipierte Energie Boden:</td> <td>20,0 MJ</td> </tr> <tr> <td>Kinetische Energie (t=15s):</td> <td>230,0 MJ</td> </tr> <tr> <td>Kontakt-E. Schiff/OWEA:</td> <td>210,0 MJ</td> </tr> </table>		Kinetische Energie (t=0s):	410,0 MJ	Dissipierte Energie Schiff:	10,0 MJ	Dissipierte Energie OWEA:	85,0 MJ	Dissipierte Energie Boden:	20,0 MJ	Kinetische Energie (t=15s):	230,0 MJ	Kontakt-E. Schiff/OWEA:	210,0 MJ
Kinetische Energie (t=0s):	410,0 MJ													
Dissipierte Energie Schiff:	10,0 MJ													
Dissipierte Energie OWEA:	85,0 MJ													
Dissipierte Energie Boden:	20,0 MJ													
Kinetische Energie (t=15s):	230,0 MJ													
Kontakt-E. Schiff/OWEA:	210,0 MJ													
Schadenskategorie Schiff: Schadenskategorie OWEA: Schadenskategorie Umwelt:	geringfügig (1) schwerwiegend (3) geringfügig (1)													
insgesamt:	geringfügig (1)													

Tab. 7.6 Kollision Einhüllentanker – Jacket

Jacket: Kollisionskraft / Weg

Kollisionen DH 31.600 t / MH 150.000t

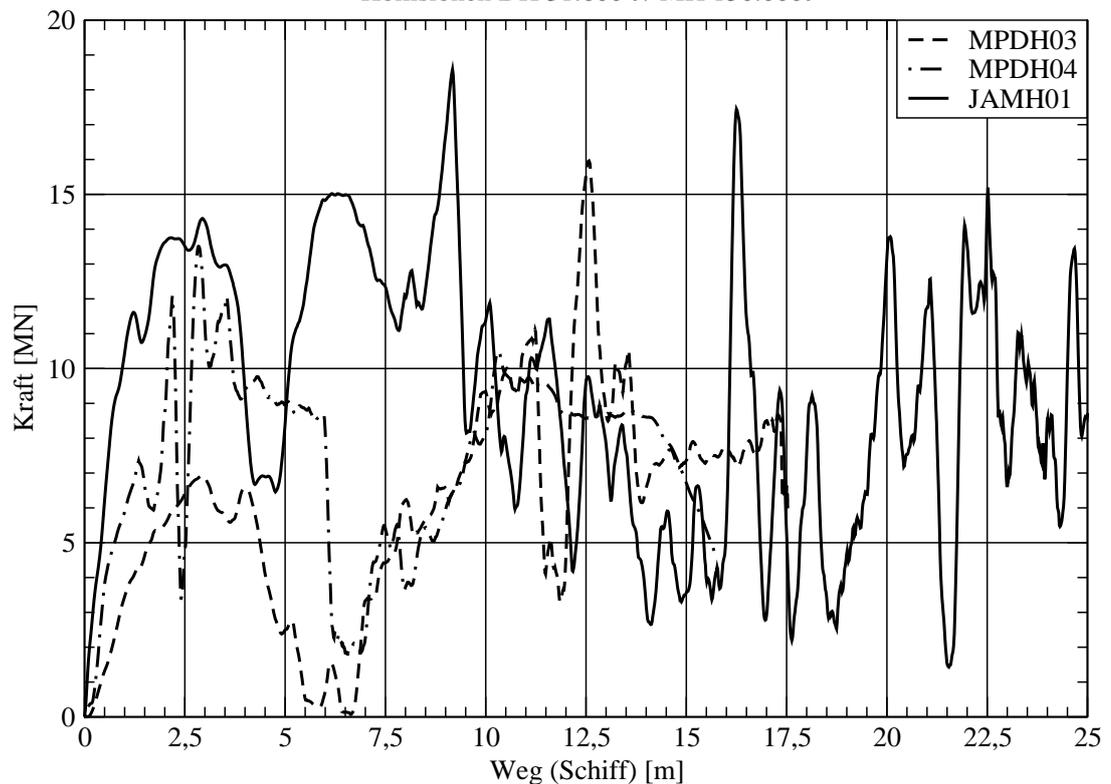


Abb. 7.23 Verlauf der Kollisionskraft

Abb. 7.23 zeigt den Verlauf der Kollisionskraft für die Berechnungen mit dem Jacket. Die Bandbreite der Werte aus der Kollision mit dem Einhüllentanker entspricht in etwa der aus den Kollisionen mit dem Doppelhüllentanker; der Einhüllentanker legt jedoch einen größeren Weg zurück als der Doppelhüllentanker, da er eine mehr als viermal so große Masse und entsprechend eine mehr als viermal so große kinetische Energie besitzt.

Durch die gegliederte Konstruktion des Jacket zeigt die Kollisionskraft über den gesamten Verlauf große Sprünge. Dies resultiert aus dem Entstehen von vielen kleinen Kontaktzonen mit Einzelstäben des Fachwerks, die auch nach kurzer Zeit durch Versagen der Stäbe wieder abgebaut werden.

Der Vergleich der Kollisionsenergie (Abb. 7.24) zeigt zunächst eine Übereinstimmung der Kollision JAMH01 mit JADH09, allerdings nimmt die Steigung der Kurve aus JADH08 ab ca. 6 m Weg stark ab, da die Struktur ab hier wenig Widerstand leistet. Die Kollisionsenergie aus JAMH01 nimmt weiter zu, hier ist das Schiff aber im 90°-Winkel auf die Gründungsstruktur geprallt, so daß die Lasteinleitung gewährleistet bleibt.

Im weiteren Verlauf reißen die beiden Stützen, auf die der Einhüllentanker geprallt ist, ab, das Jacket wird weggeschoben und der Turm mit der Gondel fällt auf das Schiff, wobei

die Gondel in diesem konkreten Fall über das Schiff hinwegfallen würde. Bezüglich der Aussagekraft des benutzten Modells hinsichtlich der Folgen aus dem Herabstürzen der Gondel gelten die auf Seite 76 genannten Einschränkungen.

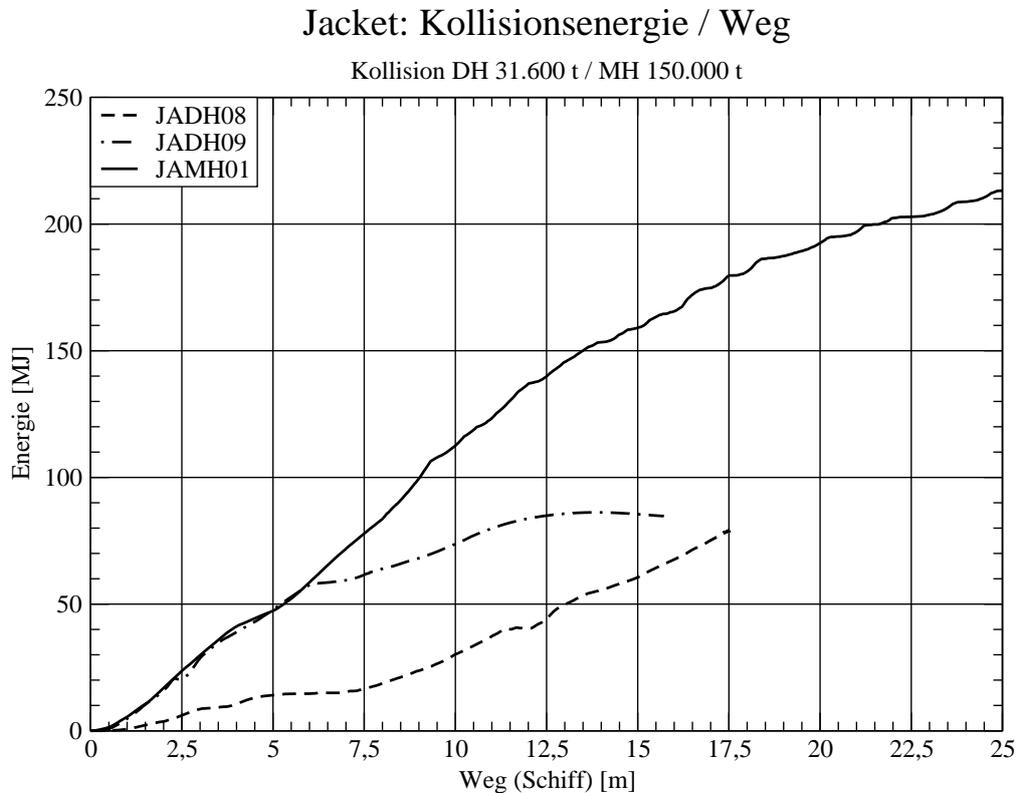


Abb. 7.24 Verlauf der Kollisionsenergie

Die Gefahr herabstürzender Gondeln, Rotorblätter oder von Teilen der Gondel (z. B. dem Maschinenträger) wird in einem Folgevorhaben untersucht. Da die Entwicklung seit dem Beginn der Arbeiten an diesem Vorhaben zu wesentlich höheren installierten Leistungen (z. B. 5 MW) und damit verbunden auch zu einem höheren Gondelgewicht (z. B. 500 t) führt, sind die Auswirkungen durch die hier angestellten Berechnungen nicht zu erfassen.

Da die Ausgangsenergie von ca. 400 MJ nur etwa zur Hälfte abgebaut wird, ist zu befürchten, daß der Einhüllentanker später auf eine weitere oder auch mehrere OWEA treibt. Die Folgen wären ähnlich wie bei der ersten Kollision.

Die Beschädigung am Schiff durch die Kollision mit dem Jacket sind insgesamt eher gering und lokal begrenzt, die Außenhaut des Einhüllentankers wurde nicht durchschlagen.

7.3 Tripod Nordsee

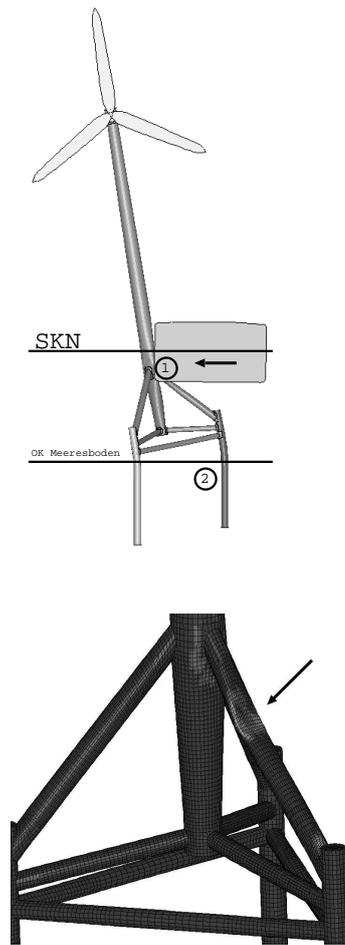
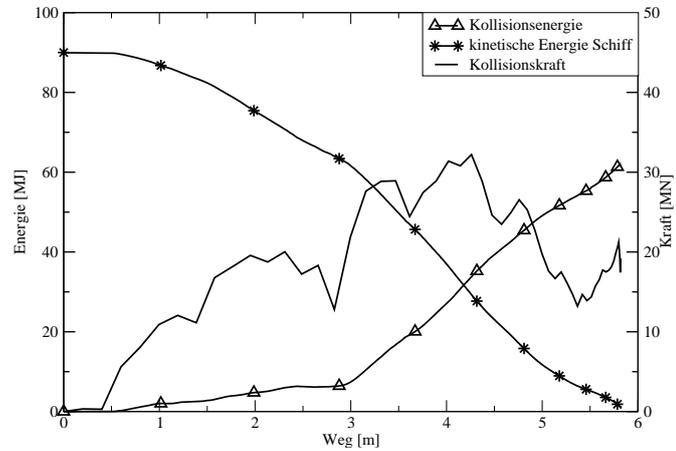


Abb. 7.25 Lokales Versagen

Kollision DH 31.600 t / Tripod



Der Tripod wird zunächst im Bereich des oberen Zentralknotens getroffen (1). Je nach Tiefgang des Schiffs und Ausbildung des Tripods trifft das Schiff zunächst auf die Diagonalstrebe, was zu einer erheblichen Beschädigung des Schiffs führen kann. Im weiteren Verlauf drückt der Schiffsrumpf gegen die Turmkonstruktion. Hierdurch wird in einem der Gründungspfähle eine Zugkraft verursacht (2). Bei hoher kinetischer Energie des Schiffs ist es möglich, daß der Pfahl den Zug nicht mehr an den Boden abgeben kann und nach oben gezogen wird. In diesem Fall kippt die WEA vom Schiff weg.

Ist dies nicht der Fall, kann die Konstruktion an der Stelle (1) lokal versagen.

Die strukturellen Beschädigungen des Schiffs durch eine Kollision mit einem Tripod können wesentlich größer ausfallen als bei den beiden anderen Gründungstypen. In Abb. 7.26 ist das durch den Kontakt mit der Diagonalstrebe hervorgerufene Loch in der Außenhaut eines Einhüllentankers zu sehen. Durch dieses Leck kann die gesamte Ladung bzw. Doppelbodeninhalte aus den betroffenen Räumen herausfließen. In Abb. 7.27 sind die Beschädigungen an einem Doppelhüllentanker zu sehen, der zusätzlich zu den $2 \frac{m}{s}$ seitlicher Drift noch eine anfängliche vertikale Geschwindigkeit von $v_z = 0,25 \frac{m}{s}$ erhalten hat, um auf einfache Weise Wellenbewegungen zu modellieren. Die Löcher in den Hüllen der beiden Schiffe haben eine seitliche Ausdehnung von 8,5 m (Einhüllentanker) bzw. 7,5 m (Doppelhüllentanker), wobei die Doppelhülle nicht durchschlagen wurde.

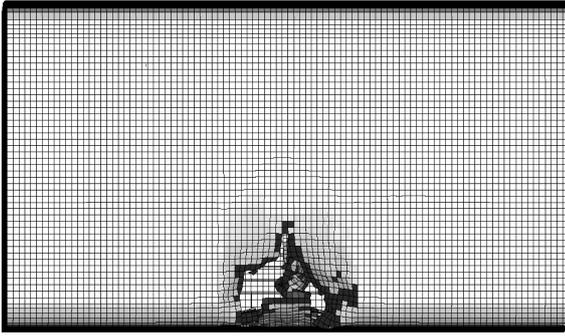


Abb. 7.26 Schäden an der Hülle
(Einhüllentanker)

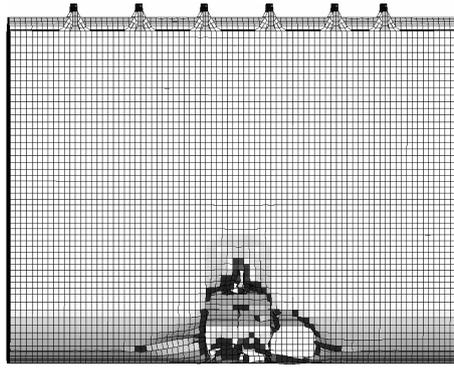


Abb. 7.27 Schäden an der äußeren Hülle
(Doppelhüllentanker)

7.3.1 Kollisionen mit dem Doppelhüllentanker

Es wurden insgesamt fünf verschiedene Szenarien simuliert, dabei driftete das Schiff aus zwei unterschiedlichen Richtungen auf den Tripod (siehe Abb 7.7.28). Zunächst wurde eine Seitenkollision auf eine Kopfstrebe mit $2 \frac{m}{s}$ Driftgeschwindigkeit berechnet (1), diese wurde dann mit $0,5 \frac{m}{s}$ wiederholt. Das Szenario Nr. 1 führte zu großen Schäden an der äußeren Hülle des Doppelhüllentankers (siehe Abb. 7.27). Zum Vergleich wurde in Berechnung 3 angenommen, daß der Zentralknoten so weit unterhalb der Wasseroberfläche angeordnet ist, daß das Schiff beim Anprall nur mit dem Turm in Kontakt kommt. In Berechnung Nr. 4 wurde der Anprall auf zwei Kopfstreben untersucht, da infolge der größeren Kontaktfläche geringere Schäden am Schiff erwartet wurden. Um den Einfluß von leichtem Seegang zu berücksichtigen, wurde das Modell aus Berechnung Nr. 1 in Nr. 5 zusätzlich mit einer Geschwindigkeitskomponente in z-Richtung von $0,25 \frac{m}{s}$ (nach unten) versehen.

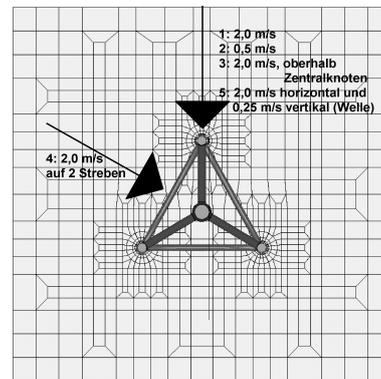


Abb. 7.28 Berechnungen mit dem Doppelhüllentanker

In Abb. 7.29 sind die Verläufe der in die OWEA eingeleiteten Kraft der Simulationen 1, 3, 4 und 5 dargestellt. Die Kurven von TPDH01 und TPDH05 sind beinahe deckungsgleich. Die zusätzliche Geschwindigkeitskomponente v_z wirkt sich hier scheinbar nicht nachhaltig aus. Zu sehen ist ein Anstieg der Kraft auf Werte um 15 MN bei einem Weg von 1,5 m. Hier ist das Schiff auf die Kopfstrebe geprallt. Die Kraft nimmt leicht ab und steigt ab 2,75 m Weg stark an. Hier kommt die Seitenwand in Kontakt mit dem Turm. Ihr Maximum erreicht die Kollisionskraft bei 4,25 bzw. 4,6 m Weg und beträgt ca. 40 MN.

Die Kurve Nr. 3 hat einen anderen Verlauf: Da hier keine Kopfstrebe getroffen wird, kann die Energie über die gesamte Höhe der Seitenwand des Schiffs in den Turm eingeleitet werden. Daher steigt die Kollisionskraft fast linear auf etwa 30 bis 33 MN an und bleibt bis zu einem Weg von 3,75 m in dieser Größenordnung. Hier ist die Energie abgebaut. Der Verlauf ist qualitativ dem der Rechnungen mit dem Monopile sehr ähnlich, allerdings liegen die Werte ca. 50% über denen der Monopile-Kollisionen.

Tripod: Kollisionskraft / Weg

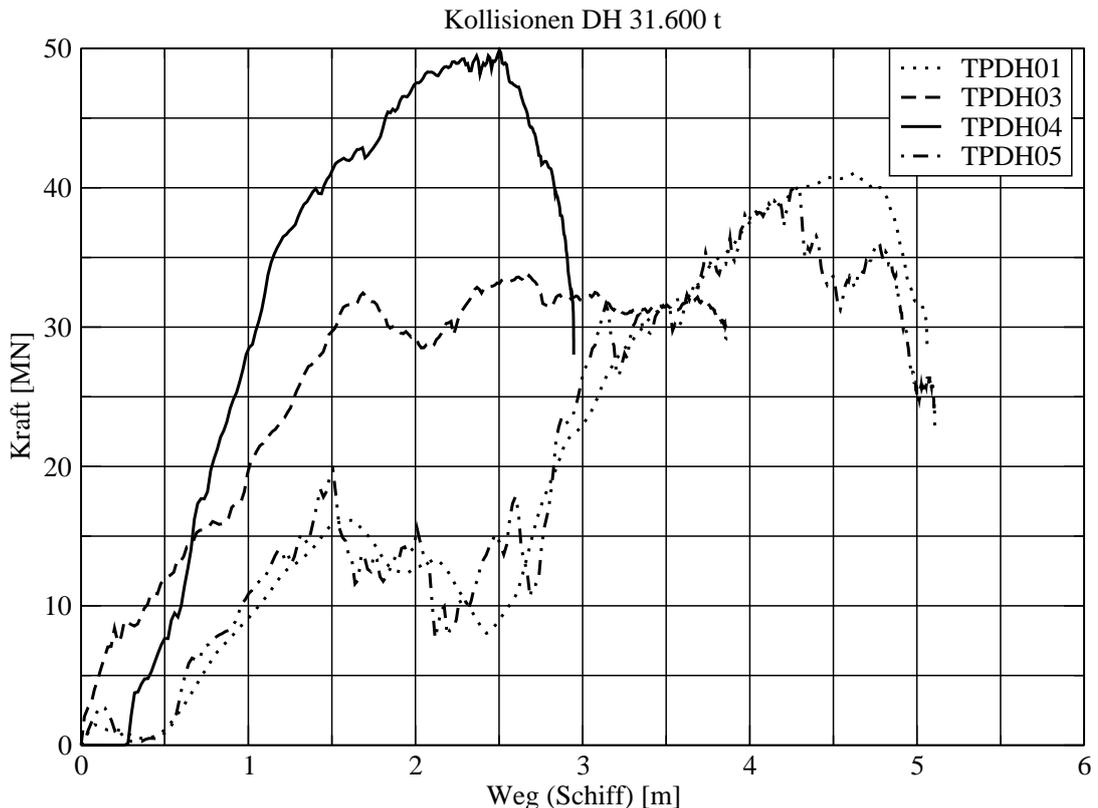


Abb. 7.29 Verlauf der Kollisionskraft

Die größte Kollisionskraft wird bei Simulation Nr. 4 erzeugt: Die Kurve steigt auf 50 MN bei 2,5 m an und fällt danach steil ab, da die OWEA vom Schiff wegfällt. Im Gegensatz zu Abb. 7.27 (Rechnung 1) sind die Schäden hier weitaus geringer, da die Kraftübertragung über eine viel größere Fläche erfolgen kann und die Kopfstreben aus einem für ihr Traglastverhalten ungünstigeren Winkel getroffen werden.

Anhand der Kollisionsenergie und dem Vergleich zu den Auswirkungen der Kollision wird deutlich, daß eine hohe Kollisionskraft alleine noch kein Kriterium für Beschädigungen am Schiff ist: Die Kurven 1 und 5 steigen bis zu einem Weg von ca. 3 m langsam an (der Kontakt ist nur lokal begrenzt im Bereich der Kopfstrebe hergestellt); die Auswirkungen sind aber beträchtlich, da ein Leck in der Schiffshülle verursacht wird. Bei

Simulation Nr. 5 wird zusätzlich der Boden beschädigt, da das Schiff von oben auf die Kopfstrebe fällt (Seegang). Es ist zu vermuten, daß bei einer höheren Vertikalgeschwindigkeit auch ein größerer Schaden eintreten kann. Im Extremfall könnte es dazu kommen, daß sogar die Doppelhülle oder der Doppelboden durchschlagen wird. Durch das Leck, das sich ungünstigerweise an der tiefsten Stelle des Tanks befindet, könnte der Tankinhalt in die Meeresumwelt gelangen.

Tripod: Kollisionsenergie / Weg

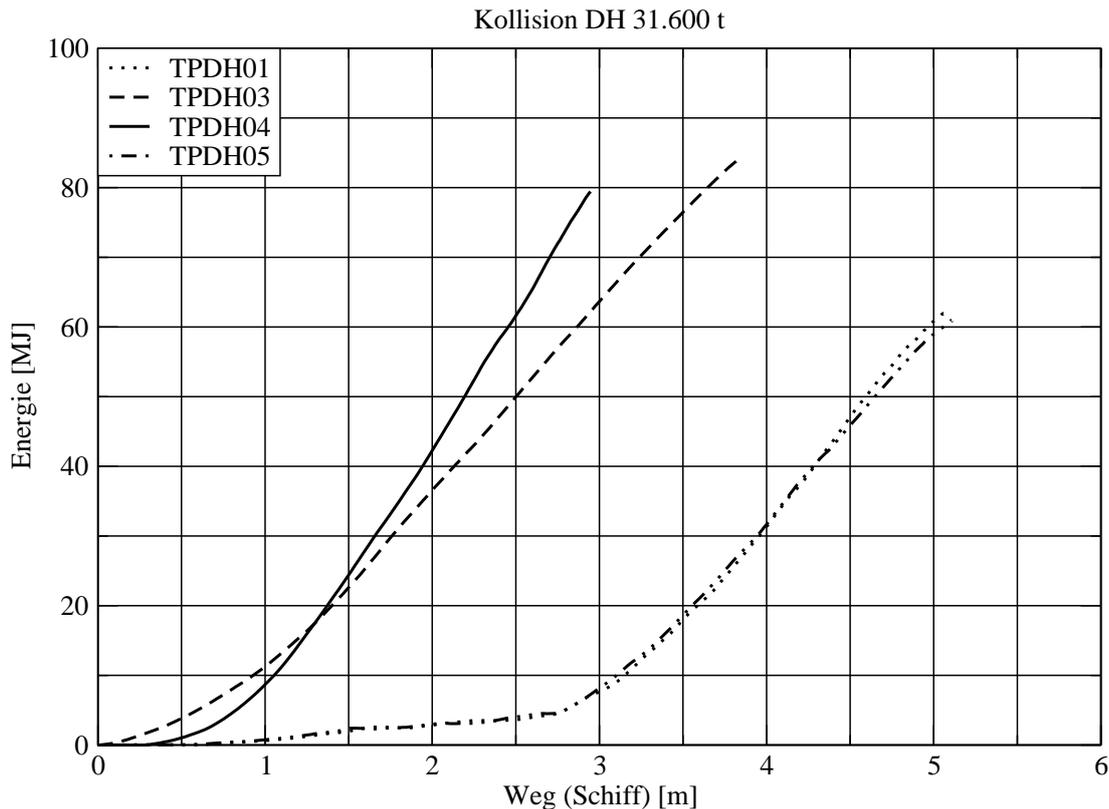
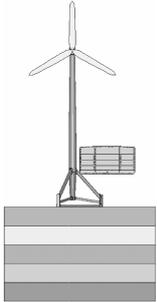
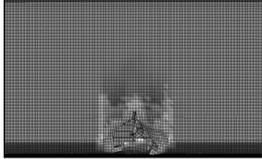
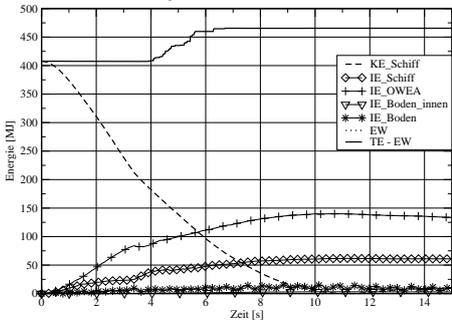


Abb. 7.30 Verlauf der Kollisionsenergie

Im Gegensatz hierzu steigen die Kurven 3 und 4 steil an, da die Kollisionsenergie über größere Flächen in die OWEA eingeleitet wird. Bei Rechnung Nr. 4 (Anprall auf zwei Streben) führt dies zu einem Versagen der OWEA-Konstruktion, der Ausgang von Szenario Nr. 3 ist mit dem Ausgang der Kollision eines Doppelhüllentankers mit einem Monopile vergleichbar, allerdings ist die Tripod-Konstruktion wesentlich steifer, so daß es nicht zum Versagen der Gründungskonstruktion kommt.

7.3.2 Kollision mit dem Einhüllentanker

Seitenkollision Nr. 1	TPMH01	
		
Ausgangssituation	t = 15 s	Beschädigungen am Schiff
OWEA Tripod Innovent	Schiff Einhüllentanker 150.000 tdw	
Kollisionsart Driftwinkel Geschwindigkeit	Seitenkollision 90° 2,0 $\frac{m}{s}$	
Der Tanker treibt auf eine Kopfstrebe des Tripods. Die Strebe beult, versagt aber nicht vollständig, die Konstruktion wird langsam weggedrückt. Das Schiff erleidet Beschädigungen, die bei der Einhüllenbauweise zu Austreten von Ladung führt.		
<p>Verlauf der Energie Tripod/Einhüllentanker 150.000 tdw (1)</p>  <p>Abb. 7.31 Energie</p>		<p>Kinetische Energie (t=0s): 410,0 MJ Dissipierte Energie Schiff: 65,0 MJ Dissipierte Energie OWEA: 135,0 MJ Dissipierte Energie Boden: 25,0 MJ Kinetische Energie (t=15s): 0,0 MJ Kontakt-E. Schiff/OWEA: 310,0 MJ Kontakt-E. Boden/OWEA: 83,8 MJ</p>
Schadenskategorie Schiff:	schwerwiegend (3)	
Schadenskategorie OWEA:	schwerwiegend (3)	
Schadenskategorie Umwelt:	schwerwiegend (3)	
insgesamt:	schwerwiegend (3)	

Tab. 7.7 Kollision Einhüllentanker – Tripod

Kollision MH 150.000 t / Tripod (1)

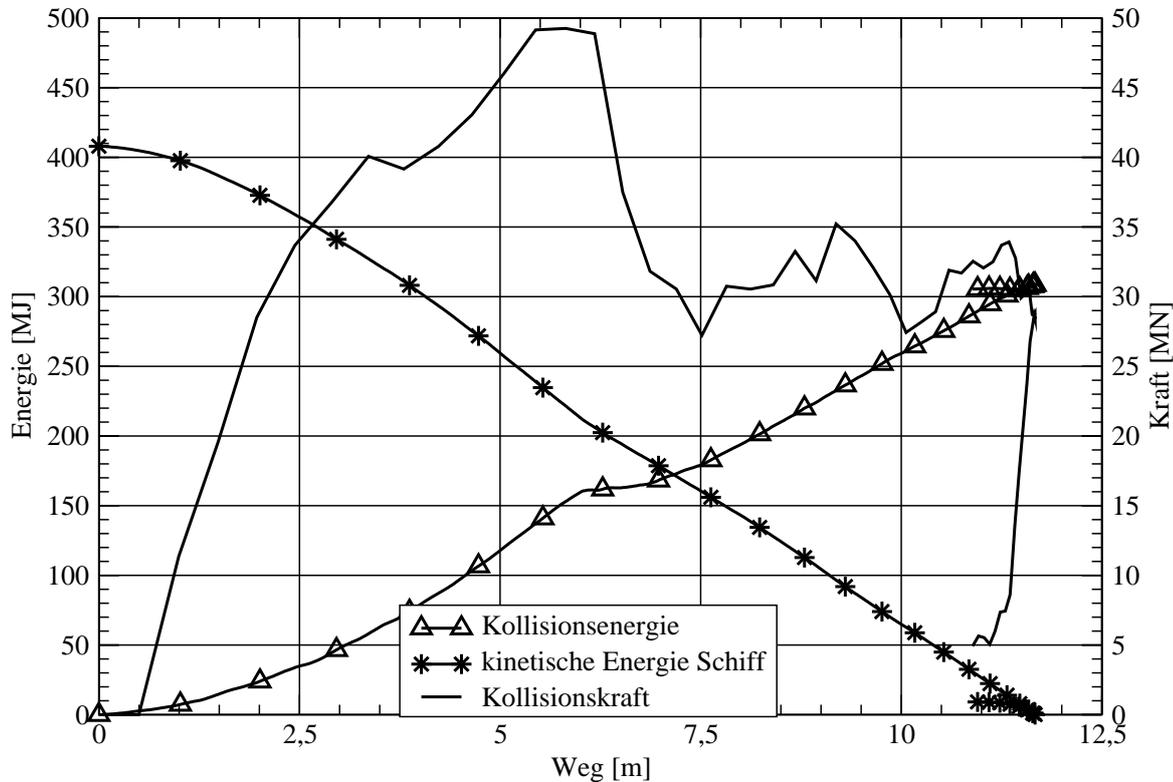


Abb. 7.32 Verlauf der Kollisionskraft und der Kollisionsenergie

Im Gegensatz zu den Simulationen mit dem Jacket wird bei der Kollision mit der Tripod-Gründungsstruktur die gesamte anfänglich vorhandene kinetische Energie von ca. 410 MJ in die Struktur eingeleitet. Ein Vergleich der Bilanz der internen (Verformungs-)Energie des Schiffs am Ende der Simulationen zeigt, warum bei der Kollision mit dem Tripod die größten Schäden auftreten:

	Schiff	übertragene Energie	
Monopile	14,5 MJ	375,0 MJ	Gründungsstruktur versagt
Jacket	10,0 MJ	180,0 MJ	Gründungsstruktur versagt
Tripod	65,0 MJ	410,0 MJ	Tripod steht schief

Der Tripod ist im Vergleich mit den beiden anderen Strukturen sehr steif. Daher muß der Einhüllentanker – bei einem Szenario, das den Kontakt mit einer Kopfstrebe und möglicherweise dem Zentralknoten beinhaltet – einen nicht vernachlässigbaren Teil der Kollisionsenergie selbst in Verformungsenergie (und somit Schäden) umsetzen.

Diese Umstände können bei Einhüllentankern wegen ihrer Neigung zum Aufreißen bei einer Kollision ausschlaggebend für die Beurteilung der Kollisionsfreundlichkeit des Tripodfundaments sein, wenn dieser Schiffstyp in dem zu betrachtenden Gewässer regelmäßig verkehrt.

7.3.3 Kollisionen mit dem Massengutfrachter

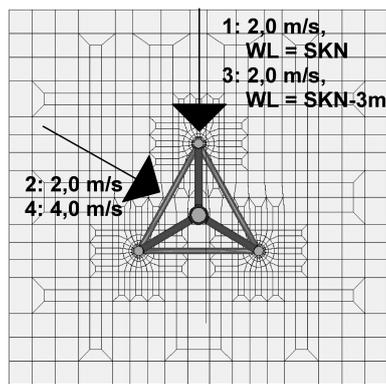


Abb. 7.33 Berechnungen mit dem Massengutfrachter

In Anlehnung an das Vorgehen bei den Berechnungen mit dem Doppelhüllentanker wurden hier ebenfalls Kollisionen aus zwei verschiedenen Richtungen simuliert: In Rechnung 1 und 3 traf der Massengutfrachter auf eine Kopfstrebe, in den anderen beiden auf zwei Kopfstreben (vgl. Abb. 7.33). In Rechnung Nr. 1 prallt das Schiff mittig auf die Kopfstrebe; in Nr. 3 liegt der Anprallpunkt 3 m tiefer. Die beiden anderen Berechnungen unterscheiden sich in der Driftgeschwindigkeit des Schiffes: Bei Simulation Nr. 3 beträgt sie $2 \frac{m}{s}$, bei Nr. 4 $4 \frac{m}{s}$ (gleicher Wasserstand). Ziel dieser Variationen war eine Verifizierung der Annahmen, welche Szenarien zu den größten Beschädigungen führen würden („worst-case-Annahme“). Dabei wurde untersucht, ob

- a) der Aufprall auf die Mitte der Kopfstrebe und
- b) die Annahme der Driftgeschwindigkeit von $2 \frac{m}{s}$

für diese Betrachtung ausreichend waren, oder ob noch weitere Berechnungen zur Absicherung der Ergebnisse durchgeführt werden mußten.

Die Kollisionskraft ist in Abb. 7.34 dargestellt. Nach Abb. 7.33 sind hier besonders die Gemeinsamkeiten und Unterschiede der Rechnungen 1 und 3 bzw. 2 und 4 zu beachten: Der Kraftverlauf von Rechnung 1 liegt etwas oberhalb der Kraft aus Rechnung 3, da die Kopfstrebe in Rechnung 3 etwa mittig getroffen wird und stärker deformiert wird (Balkenbiegung). Es ist weiter zu erkennen, daß nach ca. 10 m ein Versagen eintritt (die Kraft fällt schlagartig ab), hier reißt die getroffene Kopfstrebe vom Pfahl ab. In Rechnung 1 tritt kein solches Versagen ein. Insgesamt sind wegen der höheren lokalen Steifigkeit der Kopfstrebe in Rechnung 1 auch die Beschädigungen am Schiff wesentlich größer: Während in Rechnung TPBK03 nur ein kleines Leck beobachtet werden kann, reißt die Außenhaut im Bereich der unteren Ballasttanks in Rechnung TPBK01 großflächig auf.

Die Kollisionskraftverläufe aus Rechnung TPBK02 und TPBK04 sind anfangs nahezu gleich, allerdings ist das Schiff in Rechnung 2 nach ca. 10 m vollständig abgebremst. Da

die Driftgeschwindigkeit in Rechnung TPBK04 mit $4 \frac{m}{s}$ doppelt so hoch ist wie in Rechnung TPBK02, drückt das Schiff hier bis zum vollständigen Versagen gegen die OWEA. Nach ca. 21 m ist kein Kontakt mehr vorhanden, die OWEA fällt vom Schiff weg. In beiden Fällen wird die Schiffshülle nicht durchschlagen.

Die beiden Variationen haben gezeigt, daß sowohl die Driftgeschwindigkeit mit $2 \frac{m}{s}$ (TPBK02 und TPBK04) als auch die Lage der Kontaktzone (TPBK01 und TPBK03) gut gewählt waren, um Szenarien abzudecken, die möglichst große Schäden an den Schiffen verursachen.

Tripod: Kollisionskraft / Weg

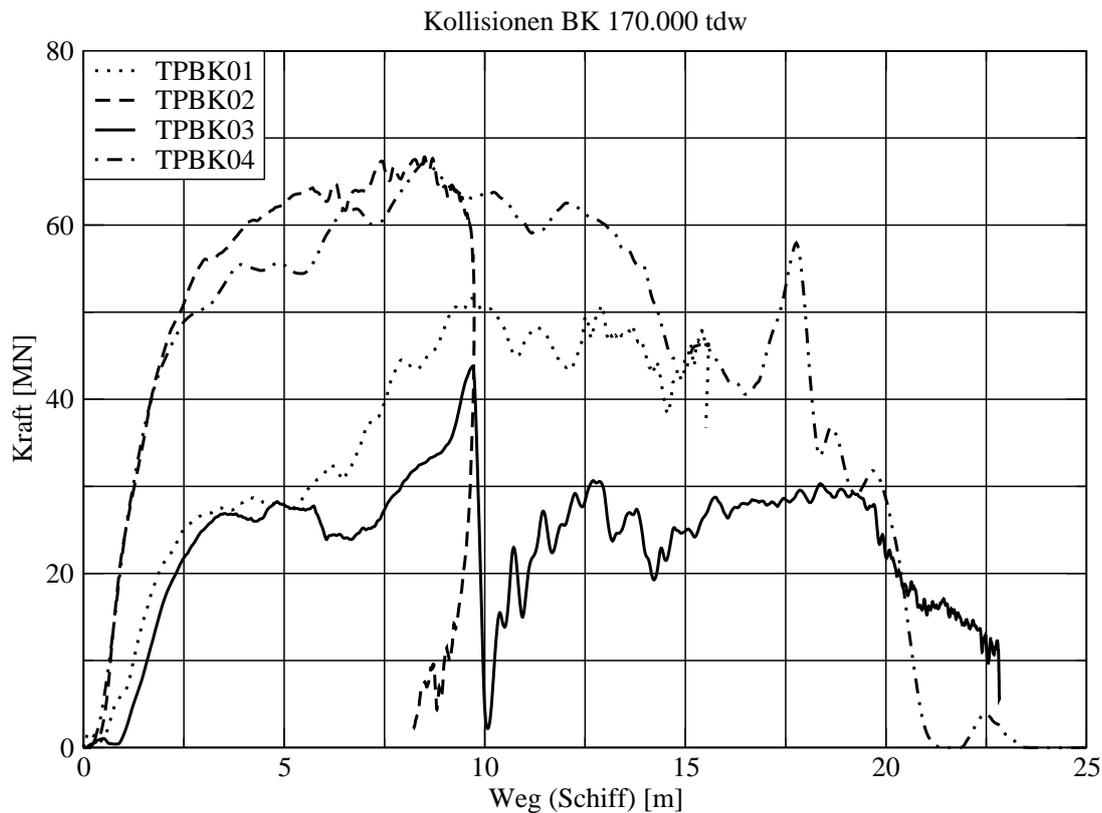


Abb. 7.34 Verlauf der Kollisionskraft

Die Darstellungen der Kollisionsenergie der Simulationen mit dem Massengutfrachter in Abb. 7.35 zeigen ähnliche Effekte und Verläufe wie Kurven in Abschnitt 7.3.1 (Doppelhüllentanker):

Während die Kurven der Berechnungen TPBK01 und TPBK03 langsam ansteigen, wird hier durch die hohe lokale Belastung des Schiffsrumpfs durch den Kontakt mit der Kopfstrebe des Tripods ein Leck in der Schiffshülle verursacht, durch das in diesem konkreten Fall zwar nur Ballastwasser ausfließen würde, aber bei anderen ähnlichen Schiffen in

Einhüllenbauweise ist hier eine Verschmutzung der Meeresumwelt durch Auslaufen der Ladung aus zumindest einem Laderaum/Tank wahrscheinlich.

Durch die größere Kontaktfläche und die damit verbundene größere Kollisionskraft steigt die Kollisionsenergie der Simulationen TPBK02 und TPBK04 steiler an. Obwohl die Driftgeschwindigkeit mit 2 und $4 \frac{m}{s}$ unterschiedlich gewählt wurde, liegen die Kurven nahe beieinander, erst nachdem das Schiff 10 m zurückgelegt hat, sind die Verläufe unterschiedlich: Die OWEA versagt in beiden Fällen, in der Berechnung TPBK04 ($4 \frac{m}{s}$ Driftgeschwindigkeit) fällt sie schneller vom Schiff weg und der Kontakt geht fast vollständig verloren, weshalb die Energie nicht weiter ansteigt.

Die Beschädigungen der Schiffshülle fallen bei den Berechnungen Nr. 2 und 4 wesentlich geringer aus als bei den anderen (analog zu Abschnitt 7.3.1).

Tripod: Kollisionsenergie / Weg

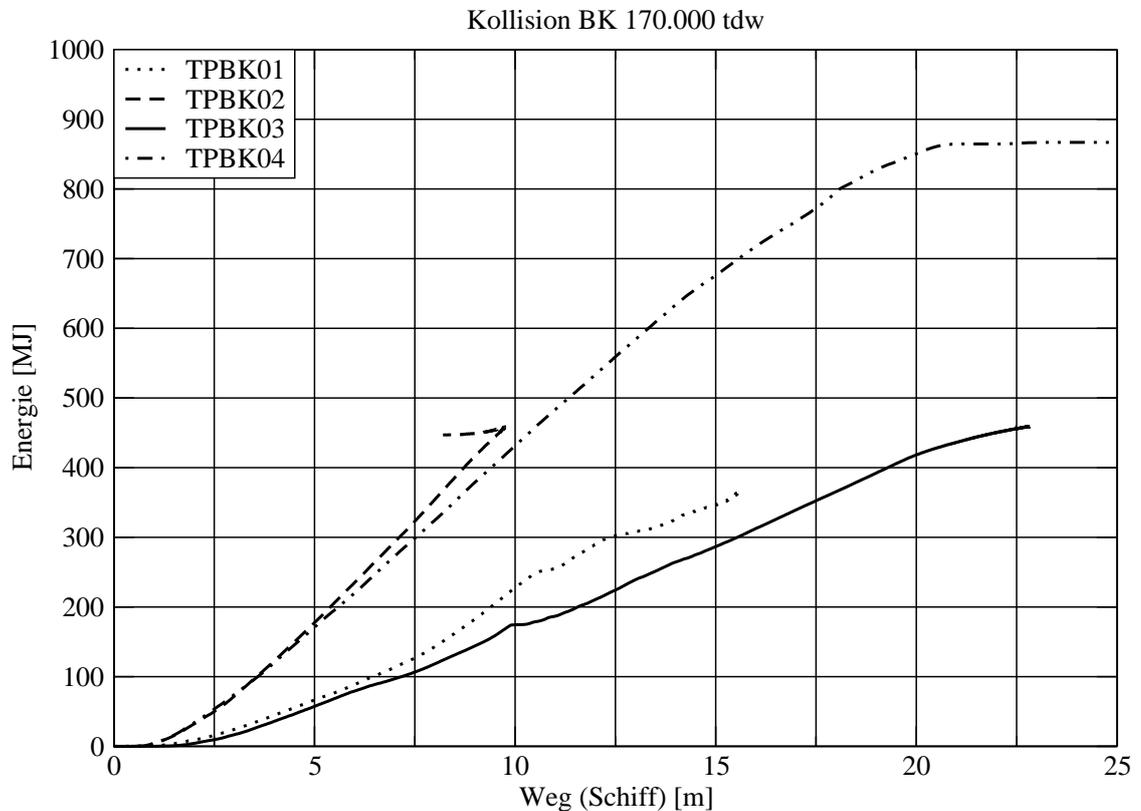
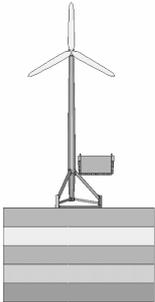
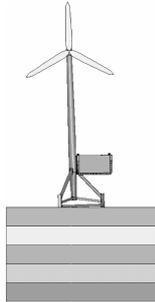
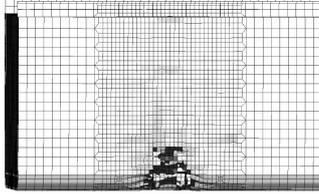
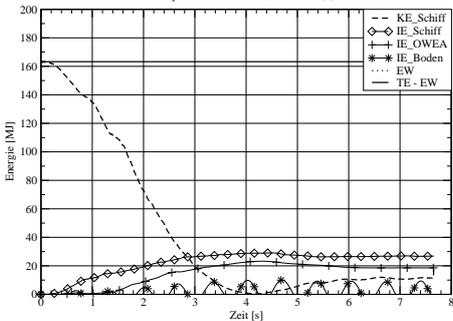


Abb. 7.35 Verlauf der Kollisionsenergie

7.3.4 Kollisionen mit dem Containerschiff

Seitenkollision Nr. 1	TPCS01	
		
Ausgangssituation	t = 7,6 s	Beschädigungen am Schiff
OWEA Tripod Innovent	Schiff Containerschiff 2.300 TEU	
Kollisionsart Driftwinkel Geschwindigkeit	Seitenkollision 90° 2,0 $\frac{m}{s}$	
<p>Das Containerschiff treibt auf eine Kopfstrebe des Tripods (Verhalten des Tripods analog zu den anderen Berechnungen). Das Schiff erleidet Beschädigungen, die möglicherweise zu Austritt von Betriebsstoffen aus dem Doppelboden führen könnte. Im schlimmsten Fall würden auch Container, die an Deck gestapelt waren, über Bord gehen.</p>		
<p>Verlauf der Energie Tripod/Containerschiff 2.300 TEU (1)</p>  <p>Abb. 7.36 Energie</p>	<p>Kinetische Energie (t=0s): ,0 MJ Dissipierte Energie Schiff: ,0 MJ Dissipierte Energie OWEA: ,0 MJ Dissipierte Energie Boden: ,0 MJ Kinetische Energie (t=15s): ,0 MJ Kontakt-E. Schiff/OWEA: ,0 MJ Kontakt-E. Boden/OWEA: ,0 MJ</p>	
Schadenskategorie Schiff:	beträchtlich (2)	
Schadenskategorie OWEA:	schwerwiegend (3)	
Schadenskategorie Umwelt:	unbedeutend (1) bis beträchtlich (2)	
insgesamt:	beträchtlich (2)	

Tab. 7.8 Kollision Containerschiff – Tripod

Die anfängliche kinetische Energie des Containerschiffs ist mit 123 MJ wesentlich geringer als die des Einhüllentankers oder des Massengutfrachters. Diese Energie wird während des Kollisionsvorgangs vollständig umgesetzt. Das Schiff nimmt hierbei ca. 29 MJ auf, wodurch die Schiffshülle (äußere und innere Hülle) aufreißt und es hierdurch zu einem Austreten von Betriebsstoffen kommen kann, die betroffenen Laderäume des Schiffs können geflutet werden und es können Container, die an Deck gestapelt sind, über Bord gehen und im Meer treiben.

Kollision Containerschiff 2.300 TEU / Tripod

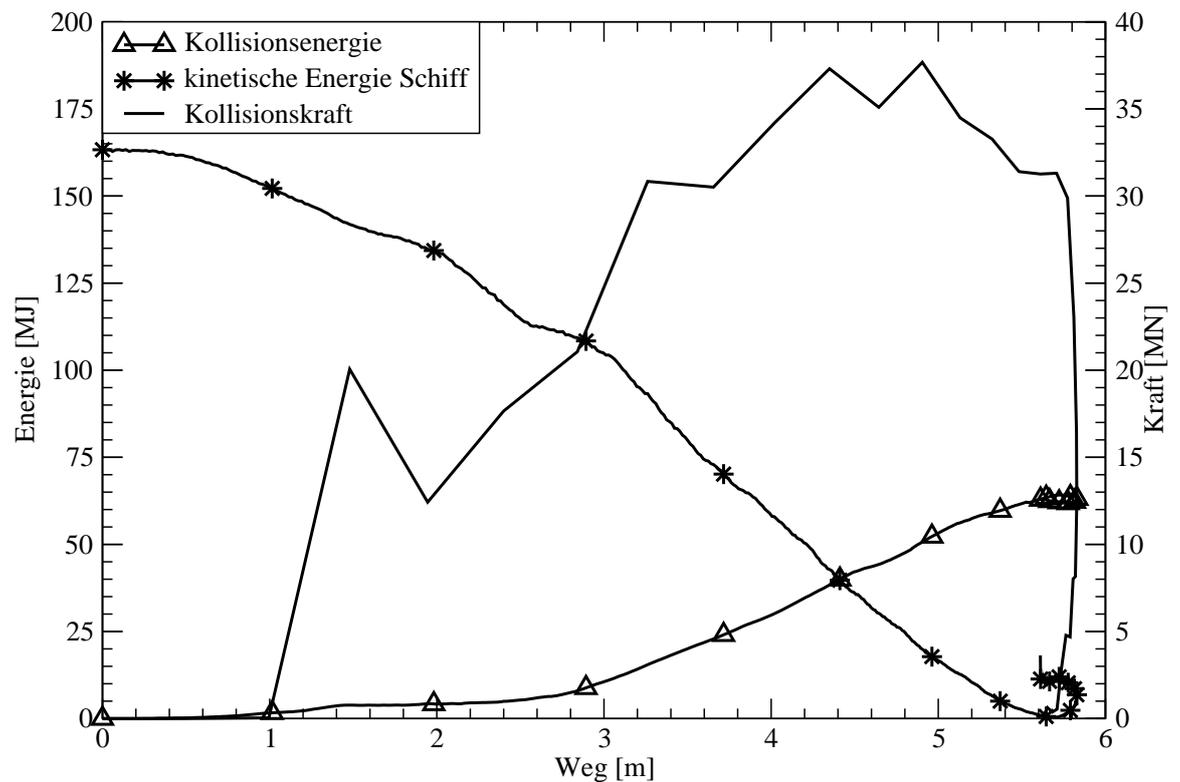


Abb. 7.37 Verlauf der Kollisionskraft und der Kollisionsenergie

Im Vergleich zur Kollision mit dem Monopile ist die maximale Kollisionskraft fast doppelt so groß, die Gesamtdauer des Kollisionsvorgangs ist in etwa gleich. Dies erklärt die im Vergleich zum Monopile größeren Schäden am Schiff.

7.4 Tripod Ostsee (Standort Sky 2000)

In der Ostsee kann es im Winter zu Eisbildung kommen. Deshalb müssen Eiskoni an den OWEA-Fundamenten vorgesehen werden; dies ist der größte Unterschied zu Tripods in der Nordsee; der Meeresboden in der Ostsee ist nicht generell anders aufgebaut als in der Nordsee, aber an einigen Standorten – wie hier am Standort Sky 200 in der Lübecker Bucht – bestehen die oberen Bodenschichten (bis zu 20 m) aus nicht tragfähigem Material. Die globale Steifigkeit einer solchen Tripodkonstruktion geringer als die einer iner nach Abschnitt 7.3; die obere Bodenschicht bietet den Gründungspfählen keine Möglichkeit des Lastabtrags in horizontaler Richtung. Daher wurde diese Schicht in der FE-Berechnung weggelassen. Die tieferen sandigen Bodenschichten wurden mit dem p_y -Modell nach API (siehe Kapitel 5.1.3) idealisiert.

In der Berechnung trieb der Doppelhüllentanker mit $2 \frac{m}{s}$ auf eine Kopfstrebe, vergleichbar mit Rechnung TPDH01. Die Tripodstruktur wurde zwar nach 2 s Berechnungszeit von dem Schiff weggedrückt, die Gründungspfähle knickten am Übergang zum sandigen Boden ab, bis dahin wurde die äußere Hülle aber schon von der Kopfstrebe durchschlagen. Generell muß hier also die gleiche Einstufung hinsichtlich der Kollisionssicherheit erfolgen wie bei einem Tripod nach Abschnitt 7.3.

7.5 Schiff: Beschädigungen

In den vorangegangenen Abschnitten konnte ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Gründungsstruktur und der durch eine Kollision verursachten Schäden am jeweiligen Schiffstyp aufgezeigt werden:

Monopile:

Es wurden bei allen untersuchten Schiffstypen keine „beträchtlichen“ Schäden durch eine Kollision mit der Gründungsstruktur beobachtet. Lokale Effekte (siehe Einhüllentanker, schräge außermittige Kollision, 7.1.2) können lokal begrenzte Schäden an der Hülle verursachen, die auch zum Austritt von Betriebsstoffen und Ladung führen können. Im Rahmen der Berechnungsgenauigkeit und der a priori zum Herstellen der Vergleichbarkeit aller untersuchten OWEA-Konstruktionen festgelegten Parameter ist dieses Einzelergebnis als Möglichkeit zu betrachten, es ist jedoch nicht „eins zu eins“ in die Realität übertragbar. Die Energieaufnahme durch die Schiffsstruktur ist in allen Monopile-Rechnungen mit dem vergleichsweise gering.

Jacket:

Auch bei dem Jacket wurden keine „beträchtlichen“ Schäden ermittelt. Wegen der

zwar global sehr steifen, lokal jedoch vergleichsweise weichen Struktur der Jacket-Konstruktion liegt auch hier die Energieaufnahme durch die Schiffsstruktur in allen Rechnungen in der Größenordnung der Berechnungen mit dem Monopile. Der Versagensmechanismus der gesamten OWEA muß noch näher untersucht werden, da die Anlage oder Teile von ihr auf das Schiff oder über das Schiff hinweg fallen könnten.

Tripod:

Der untersuchte Tripod hat einen hohen Zentralknoten. Dadurch kommt das Schiff in Kontakt mit einer oder mehreren Kopfstreben. Die global wie auch lokal hohe Steifigkeit des Tripods führt zu einer höheren Energieaufnahme durch das Schiff (etwa 5-7 mal so hoch wie bei Monopile/Jacket). Der Kollisionsvorgang führt zu einem Leck bei Einhüllenschiffen, durch das Ladung in die Meeresumwelt austritt. Die hier berechnete Schadensgröße entspricht in etwa der Größe des Vorschlags des Umweltbundesamts zur Störfallbemessung (2 oder max. 3 Laderäume eines 160.000-tdw-Tankers).

Kapitel 8

Verwendung der Ergebnisse in Risikoanalysen für Offshore-Windparks

Ziel dieser Untersuchung war es, Erkenntnisse zu gewinnen, die eine Bewertung von Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen im Kollisionsfall ermöglicht. Durch die Auswertung der in den vorangegangenen Kapiteln beschriebenen Simulationsrechnungen kann der Ablauf verschiedener Szenarien verstanden, die Schwere der Konsequenzen klassifiziert und der Auslöser für schwerwiegende Konsequenzen benannt werden. Diese Erkenntnisse sind vielschichtig, empirisch und mosaiksteinartig. Daher fällt es schwer, daraus generelle Konstruktionsregeln abzuleiten. Es darf auch nicht vergessen werden, daß die untersuchten Strukturen in ihrer Bauweise bereits nach mehreren Gesichtspunkten (Betriebsfestigkeit etc.) optimiert sind und damit ein Eingriff möglicherweise zu einer verkürzten Betriebsdauer oder zu höheren Kosten führt.

Für Offshore-Windparks sind Risikoanalysen und Vorsorgekonzepte zu erstellen, darin enthalten ist auch die Berechnung des Kollisionsrisikos. Eine pauschale Berechnung der Eintrittswahrscheinlichkeit einer Kollision mit einem beliebigen, nicht näher definierten Schiff hilft hier aber nicht weiter; die Konsequenzen einer Kollision sind stark vom Schiffstyp abhängig.

In der Schiffstechnik sind bereits risikobasierte Methoden eingeführt worden; auf Basis des „Formal Safety Assessments“ (FSA) wurde von der IMO¹ eine Richtlinie verabschiedet, mit deren Hilfe risikobasierte Vorschriften entwickelt werden können [22], [23]. In einem Forschungsvorhaben wurden vom Germanischen Lloyd Methoden zur Berechnung von Kollisionsrisiken mit Windenergieanlagen untersucht [35]; für den Windpark Borkum-West wurde im Jahr 2001 eine Risikoanalyse nach den im Forschungsvorhaben zusammengetragenen und entwickelten Methoden erstellt [2].

¹IMO: International Maritime Organization

8.1 Beschränkungen der beschriebenen Methode

Die Güte der Bewertung des Kollisionsrisikos Schiff/OWEA hängt stark von der Ermittlung von Eintrittswahrscheinlichkeiten und der Quantifizierung der Konsequenzen ab. Methoden zur Berechnung der Eintrittswahrscheinlichkeiten wurden hier nicht untersucht.

Die Konsequenzen konnten nur an ausgewählten Beispielen exemplarisch durch Simulation ermittelt bzw. abgeschätzt werden. Die Szenarien wurden anhand von Vorgaben ausgewählt, die a priori getroffen wurden (z. B. zentrischer Stoß des Schiffs, Geschwindigkeit des Schiffs: $2 \frac{m}{s}$).

Die Vorgabe der Annahmen erfolgte, damit die Ergebnisse einen Vergleich der untersuchten Konstruktionen ermöglichen. Dies war die Zielsetzung der Untersuchung. Eine Erfassung vieler Sonderfälle hätte wesentlich mehr Berechnungen und damit wesentlich mehr Zeitaufwand erfordert. Da viele Sachverhalte in der Modellierung nicht oder nur idealisiert erfaßt werden konnten, ist es möglich, daß reale Kollisionen von Schiffen mit OWEA noch zu etwas anderen Effekten führen, eine exakte Übertragung in die Realität ist auch wegen fehlender Versuche zum Abgleich der Berechnungsergebnisse nicht möglich.

Es konnte jedoch eindeutig ein Zusammenhang zwischen der Bauweise der OWEA, der Bauweise des Schiffs, dem Kollisionsszenario und den daraus resultierenden Konsequenzen (Schäden und Umweltgefährdungen) hergestellt werden.

Eine hinreichend genaue Abschätzung der Konsequenzen konnte abgeleitet werden. Eine Garantie für die Erfassung besonders schwerwiegender Einzelereignisse ist jedoch nicht gegeben. Die Bewertung des Risikos mittels eines groben Rasters von 4 x 4 Stufen spiegelt diese Unwägbarkeiten wider.

Die Untersuchung sollte das Gefährdungspotential verschiedener *Gründungsstrukturen* darlegen, das Gefährdungspotential durch andere Bauteile (Gondel, Rotor etc.) wurde daher nicht erfaßt.

Die Berechnungen wurden unter Annahme einer seitlichen Driftgeschwindigkeit durchgeführt. Bei schlechtem Wetter (Seegang) kommt hier eine erhebliche Komponenten in vertikaler Richtung hinzu. Diese Geschwindigkeitskomponente kann dazu führen, daß der Anprallbereich an der OWEA höher oder tiefer liegt, als hier angenommen. Dadurch und durch vertikale Bewegungen während des Kollisionsvorgangs können größere Schäden auftreten als hier angenommen.

8.2 Kollisionssicherheit: Bauweise von OWEA-Gründungen

Anhand der in Kapitel 7 dargestellten Berechnungen konnte gezeigt werden, daß die Auswirkungen von Schiffskollisionen mit den drei untersuchten Gründungsstrukturen je nach Bauart von Struktur und Schiff unterschiedlich sind. Da die Auswahl einer Gründungsstruktur nach den örtlichen Gegebenheiten (Wassertiefe etc.) erfolgt, wird die Wahl des Fundamenttyps nicht allein aufgrund der „Kollisionsfreundlichkeit“ erfolgen. Um die Anforderungen an die Schiffs- bzw. Kollisionssicherheit zu gewährleisten, kann es jedoch erforderlich sein, die Gründungskonstruktion anzupassen.

Für die drei untersuchten Gründungsstrukturen werden in diesem Abschnitt Hinweise gegeben, wie das Gefahrenpotential der Konstruktion gegenüber dem kollidierenden Schiff gemindert werden kann, falls dies erforderlich und auch möglich ist.

8.2.1 Monopile

Der Monopile birgt die geringsten Gefahren der drei Konstruktionstypen in bezug auf Schiffskollisionen. Die Berechnungsergebnisse belegen, daß keine Änderungen an dem zugrundeliegenden Entwurf vorgenommen werden müssen, um die Kollisionssicherheit zu erhöhen.

Szenarien wie auf S. 70 beschrieben liegen im Bereich des Möglichen, für die Aussagekraft dieses Einzelereignisses siehe Abschnitt 8.1.

Sollbruchstellen, wie andernorts diskutiert, erfordern einen erhöhten Materialaufwand und erschweren den Nachweis der Betriebsfestigkeit. Der Einfluß auf die Konsequenzen einer Kollision müßte gesondert untersucht werden, der Erfolg einer solchen Maßnahme ist fraglich.

Eine weitere Möglichkeit zur Risikominimierung wäre ein Anbringen von Fenderungen, die das Schiff, sofern die Masse ausreichend klein ist (eine hohe Masse kann frühes Versagen des Monopiles bedeuten, was dann einen Fender wirkungslos macht), um den Monopile herumleiten würde, ohne es zu stark zu beschädigen.

Der Kosten-/Nutzen-Effekt dieser Möglichkeit ist allerdings zu gering, um sie bei dem ohnehin geringen Gefährdungspotential des Monopiles als notwendig zu erachten.

Maßnahmen zur Erhöhung der Kollisionssicherheit von Monopiles sind nach den Ergebnissen dieser Untersuchung nicht erforderlich.

8.2.2 Jacket

Da die Tragstruktur des Jackets global steif, lokal aber weich ist, kann die Kollisionsenergie in große Verformungen umgewandelt werden (Doppelhüllentanker) bzw. können die

schlanken Einzelstäbe des Fachwerks keinen Widerstand gegen große lokale Lasten leisten (untersuchte große Schiffe). Das Jacket wird insgesamt aus der Verankerung gerissen, ohne große Schäden am Schiff zu verursachen.

Schäden, die durch lokal sehr steife Fachwerkknoten verursacht werden, bleiben auch lokal begrenzt, es konnte hier kein Aufreißen der Schiffshülle wie bei dem Monopile festgestellt werden. Schweißnähte und ihr Versagen wurden im Rahmen der durchgeführten Berechnungen nicht erfaßt. Die verwendete Modellierung führt zu einem tendenziell steiferen Knoten und somit zu tendenziell größeren Schäden am Schiff.

Insgesamt führt die Gründungsstruktur Jacket zu Schäden am rammenden Schiff, die *nicht sehr groß* sind und daher auch keine Modifikationen an der Konstruktion zur Erhöhung der Kollisionssicherheit erfordern.

8.2.3 Tripod

Zu den größten Schädigungen des Schiffsrumpfes durch den Tripod kommt es, wenn das rammende Schiff auf eine Kopfstrebe prallt. Kommt Seegang hinzu, kann auch die innere Hülle eines Doppelhüllenschiffs durchschlagen werden. Treibt das Schiff auf zwei Kopfstreben gleichzeitig, fällt die Beschädigung wesentlich geringer aus.

Um dieses Risiko zu minimieren, sollten drei Punkte bei der Planung und Konstruktion von Tripods beachtet werden:

1. Der Zentralknoten der äußeren Tripods eines Windparks sollten sich so tief unter der Wasseroberfläche befinden, daß das Störfallbemessungsschiff² nicht auf die Kopfstrebe prallt.
2. Die äußeren Tripods eines Windparks sollten so ausgerichtet sein, daß es wahrscheinlicher ist, daß ein treibendes Schiff auf zwei Kopfstreben prallt, sofern diese Wahrscheinlichkeit bestimmt werden kann, ansonsten ist Punkt 1 eindeutig wirkungsvoller.
3. Bei Wassertiefen bis zu 25 m sollte auch der Einsatz eines Monopiles in Erwägung gezogen werden.

Das Störfallbemessungsschiff sollte in jedem Fall ein regelmäßig in dem Gewässer verkehrender Schiffstyp sein.

²Dies ist ein Einhüllentanker mit 160.000 tdw.[24]

8.3 Anforderungen an ein Risikomanagement

Das Risiko von Kollisionen kann zwar reduziert aber nicht gänzlich verhindert werden. Es ist daher notwendig neben dem Bau möglichst „kollisionsfreundlicher“ Strukturen und der Bewertung von Kollisionsrisiken für die einzelnen Offshore-Windparks ein Risikomanagement zu entwickeln, das zwei Dinge zum Ziel hat:

1. Verminderung der Gefahr von Kollisionen (Störfällen) durch Überwachung und Prävention: Denkbar ist eine Vielzahl von Maßnahmen, wie Schulung der Schiffsbesatzungen, Sichtbarmachen des Windparks durch Beleuchtung, (Radar-) Überwachung des Windparks, Verbesserung des Crashverhaltens („Crashworthiness“) der Schiffe, z. B. durch Einsatz von Doppelhüllenschiffen,
2. Beschränkung der Auswirkungen von Störfällen durch die Entwicklung und das Vorhalten geeigneter Gegenmaßnahmen: Zusammenstellen von Szenarien, die zu einer Katastrophe führen können und Erarbeiten von Strategien und Gegenmaßnahmen, um die Auswirkungen von Störfällen zu minimieren bzw. den Vorgang noch vor Eintritt schwerwiegender Auswirkungen zu stoppen. Es können Hochseeschlepper vorgehalten werden, die von einer Leitstelle aus koordiniert werden.

Die Konzepte müssen nach der Ausarbeitung umgesetzt und eingeübt werden, damit sie im Ernstfall auch ausgeführt werden können. Das Risikomanagement muß fortgeschrieben werden.

Informationen zu Risikomanagement und Störfallvorsorge siehe u. a. [24].

Kapitel 9

Zusammenfassung und Ausblick

Der Kollisionssicherheit kommt vor dem Hintergrund eines großen Interesses der breiten Öffentlichkeit gegenüber ökologischen Problemen und dem Wunsch, den Einsatz alternativer Energiequellen nicht mit Gefahrenszenarien zu verknüpfen, eine große Bedeutung zu. Dabei ist zu beachten, daß Kollisionssicherheit nur durch das Zusammenspiel verschiedener Faktoren verbessert werden kann. Durch aktive Maßnahmen zur Kollisionsverhütung (Weiterentwicklung von Navigations- und Verkehrsleitsystemen, Verbesserung des Ausbildungsstandards der Besatzungen, Überwachung der Verkehre nahe Offshore-Windparks, Entwicklung und Implementierung von Störfallvorsorgekonzepten) kann das Risiko schwerer Umweltschäden infolge Kollision eines Schiffes mit einer oder mehreren Offshore-Windenergieanlagen erheblich gemindert werden. Durch die hohe Verkehrsdichte vor allem entlang der Zwangswege in der Nord- und Ostsee läßt sich jedoch ein Restrisiko nicht vermeiden. Zur Verhütung schwerwiegender Folgen für die Meeresumwelt können besonders gefahrenträchtige Konstruktionen im Hinblick auf ihre Kollisionssicherheit verbessert werden, so daß sie im Kollisionsfall wenig Widerstand leisten bzw. die frei werdende Energie in einer Weise aufnehmen, daß der Schiffskörper so wenig wie möglich in Mitleidenschaft gezogen wird. Weitere Maßnahmen zur Erhöhung der passiven Sicherheit bei Seeschiffen (Doppelhüllenbauweise) werden seit einiger Zeit diskutiert und umgesetzt.

Der Vergleich der im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten Berechnungen zeigt, daß die Verwendung dieser Doppelhüllenstrukturen bei Kollisionen von Schiffen mit OWEA das Risiko von Umweltschäden und Schäden am betroffenen Schiff erheblich reduziert. Die fehlende Möglichkeit der Sperrung von Seegebieten für bestimmte Schiffstypen macht es jedoch erforderlich, auch alte und wenig kollisionssichere Schiffstypen bei der Gefahrenanalyse zu berücksichtigen.

Ein weiteres Risiko, das im Rahmen dieses Vorhabens nicht untersucht wurde, ist die

Gefahr von Bauteilen der OWEA, die während oder nach einer Kollision auf das Schiff stürzen können. Die aktuellen Entwicklungen bei OWEA gehen zu einem Gesamtgewicht von bis zu 500 t und Bauteilmassen von bis zu 100 t. Dies ist ein Aufgabenfeld für weitere Untersuchungen. Dabei ist u. a. zu klären wann solche Szenarien auftreten können, welche Folgen aus ihnen erwachsen und wie sie vermieden werden können:

Turmkopf: resultierende Kräfte und Momente

Während der Kollision Doppelhüllentanker – Monopile sind die Kräfte und Momente unterhalb der Gondel aufgezeichnet worden. Besonders stark fällt hier ein Lastwechsel bei dem x-Moment von -12/+35/-30 MNm innerhalb der ersten 0,5 Sekunden der Simulation auf. Zur gleichen Zeit kann man einen Beulvorgang im oberen Teil des Turms beobachten.

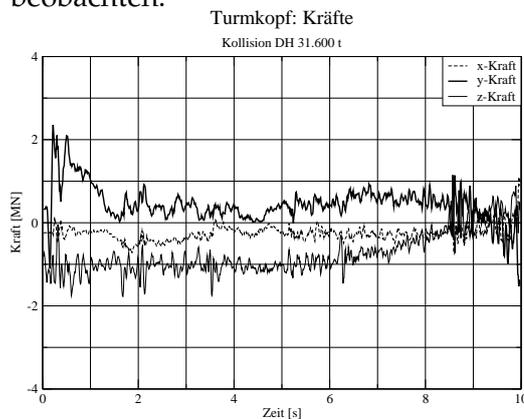


Abb. 9.1 LS-Dyna–Ausgabe des Kraftverlaufs

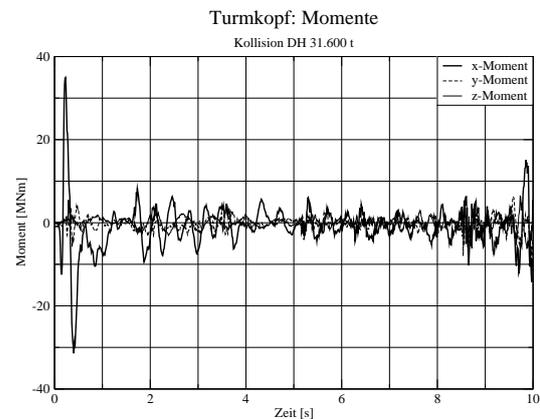


Abb. 9.2 LS-Dyna–Ausgabe des Momentenverlaufs

Herabstürzende Gondel

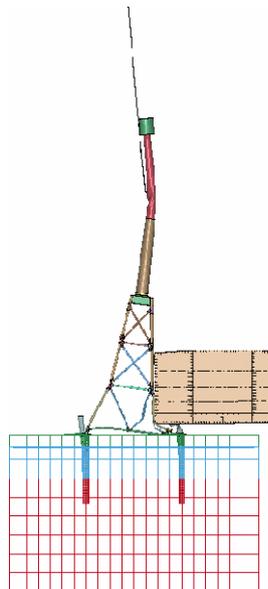


Abb. 9.3 Wohin fällt die Gondel?

In diesem Vorhaben konnten nur Hinweise auf die mögliche Gefahr einer herabstürzenden Gondel gesammelt werden, da das Berechnungsmodell an diesem Punkt sehr grob gehalten war. Die in Abb. 9.3 dargestellte Situation lässt mindestens zwei Möglichkeiten zu:

1. Die gesamte Konstruktion fällt nach rechts und die Gondel fällt über das Schiff hinweg oder
2. der obere Teil des Turms knickt oder reißt an der Beule vollkommen ab, was die Möglichkeit des Einschlags der Gondel auf das Schiff beinhaltet.

Die Klärung dieses Sachverhaltes ist Gegenstand weiterer Untersuchungen.

Schrifttum

- [1] American Petroleum Institute: *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Working Stress Design* API RP 2A – WSD, 20th Edition, Dallas 1993.
- [2] Braasch, Nusser, Jahnke: *Risikoanalyse Offshore-Windenergiepark Borkum West (Version 1)* Germanischer Lloyd Offshore and Industrial Services, Hamburg 2001.
- [3] Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie: *Standard Baugrunderkundung: Mindestanforderungen für Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen* BSH, Hamburg, 2003.
- [4] Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit *Anlage zum Zuwendungsbescheid vom 27. Dezember 2001*
- [5] Clauss, Lehmann, Østergaard: *Meerestechnische Konstruktionen*. Springer-Verlag, Berlin 1988.
- [6] Consolazio, G et al.: *Dynamic Finite Element Analysis of Vessel-Pier-Soil Interaction During Barge Impact Events*. TRB Annual Meeting, 2003
- [7] DIN 4014 (1990): *Bohrpfähle; Herstellung, Bemessung und Tragverhalten*.
- [8] DIN 4026 (1975): *Rammpfähle; Herstellung, Bemessung und zulässige Belastung*.
- [9] DIN 1054 (Entwurf 2000): *Baugrund; Sicherheitsnachweise im Erd- und Grundbau*.
- [10] EAU (1990) *Empfehlungen des Arbeitsausschusses "Ufereinfassungen" Häfen und Wasserstraßen*. 9. Auflage, Ernst und Sohn, Berlin
- [11] Det Norske Veritas Classification A/S (1992): *Foundations. Classification Notes No. 30.4*. Høvik.
- [12] Egge, E.D.; Böckenhauer, M.: *Berechnung des Kollisionswiderstandes von Schiffen sowie seine Bewertung bei der Klassifikation*. Jhb. STG, 83. Band, Springer-Verlag Berlin 1989.

- [13] Ferry, M.: *MCOL User's Manual*. Principia Marine, Nantes, 2001
- [14] Ferry, M.: *MCOL Theoretical Manual*. Principia Marine, Nantes, 2001
- [15] Germanischer Lloyd WindEnergie GmbH: *Rules & Regulations, IV Non-Marine Technology 1999*. Hamburg 1999.
- [16] Germanischer Lloyd: *Klassifikations- und Bauvorschriften I Schiffstechnik, Teil 1 Seeschiffe*. Selbstverlag des Germanischen Lloyd, Ausgabe 2002.
- [17] www.gefahrgut-online.de
- [18] Hattendorf, H.G.: *Versuche zur Bestimmung der hydrodynamischen Zusatzmasse bei Kollisionsvorgängen*. HSVA, Bericht Nr. F 41/67, 1967
- [19] Hattendorf, H.G.: *Versuche zur Bestimmung der hydrodynamischen Zusatzmasse bei Kollisionsvorgängen auf flachem Wasser*. HSVA, Bericht Nr. F 17/69, 1970
- [20] 2nd International Conference on Collision and Grounding of Sips: *Proceedings*. Copenhagen, 2001
- [21] ISL: *Statistische Daten zu Schiffsverkehren in Nord- und Ostsee* Institut für Seeverkehrswirtschaft und Logistik, Bremen, 2000.
- [22] IMO: *Formal Safety Assessment: Interim Guidelines for the Application of FSA to the IMO Rule-Making Process* IMO MEPC 40/16, London 1997.
- [23] IMO: *Guidelines for Formal Safety Assessment (FSA) for Use in the IMO Rule-Making Process* IMO MEPC 392, London 2002.
- [24] Kremser, U.: *Risiko und Störfallvorsorge für Offshore-Windparks* Vortrag anlässlich der „Wissenschaftstage des Bundesumweltministeriums zur Offshore-Windenergienutzung“, Berlin, März 2004.
- [25] Kulzep, A.; Peschmann, J.: *Grundberührung von Doppelhüllentankern*, Abschlußbericht zum BMBF Verbundforschungsvorhaben Life Cycle Design, Teil D2, TU-Hamburg-Harburg, Hamburg, 1998.
- [26] Kulzep, A., Peschmann, J.: *Seitenkollision von Doppelhüllenschiffen*, Abschlußbericht zum BMBF Verbundforschungsvorhaben Life Cycle Design, Teil D2A, TU-Hamburg-Harburg, Hamburg, 1999.
- [27] Lehmann, Eike: *Grundzüge des Schiffbaus*, Hamburg 2002.

- [28] Livermore Software Technology Corporation: *LS-DYNA Keyword User's Manual Version 970*. Livermore, April 2003
- [29] Livermore Software Technology Corporation: *LS-DYNA Theory Manual*. Livermore, 1998.
- [30] Lossin, M.: *Beurteilung und Bemessung von Gründungsvarianten für Offshore-Windenergieanlagen*. Technische Universität Hamburg-Harburg, 2002.
- [31] Maier, T.: *Numerische Modellierung der Entfestigung im Rahmen der Hypoplastizität*. Universität Dortmund, 2002.
- [32] Minorsky, V.: *Eine Studie über Schiffskollisionen mit Bezug auf schiffbauliche Schutzmaßnahmen für Kernenergieantriebsanlagen*. Schiff und Hafen, Heft2, 1960.
- [33] Matora,S.; Fujino,M.; Sugiora,M.; Sugity,M.: *Equivalent added mass of ship in the collision*. Journal of the Society of Naval Architects Japan 126, 1969.
- [34] Niemunis, A.: *Extended hypoplastic models for soils*. Ruhr-Universität Bochum, 2002.
- [35] Otto, Nusser, Braasch: *Methoden zur Berechnung Kollisionsrisiken von Schiffen mit Windenergieanlagen* Germanischer Lloyd Offshore and Industrial Services, Hamburg 2002.
- [36] Otto, Nusser, Braasch: *Kollisionsrisiko von Schiffen mit Windenergieanlagen und die Gefahr der Belastung der Küstenregion* Germanischer Lloyd Offshore and Industrial Services, Hamburg 2002.
- [37] Petersen, M.J.: *Dynamics of Ship Collisions*. Ocean Engng., Vol. 9, No 4, pp.295–329,1982.
- [38] Reckling, K.-A.: *Beitrag der Elasto- und Plastomechanik zur Untersuchung von Schiffskollisionen*. Jahrbuch der STG 70 1976 S 443ff.
- [39] Reese et al: Vorstellung der Berechnungen py-curves irgendwo, irgendwann.
- [40] Korrespondenz mit Herrn Tiedemann vom Umweltbundesamt vom 08.11.2001
- [41] Richwien W., Lesny K. und Wiemann J.: *Tragstruktur – Gründung, aus: Bau- und umwelttechnische Aspekte von Offshore Windenergieanlagen, S. 56–73*. GIGA-WIND, Hannover 2002.

- [42] Zhang, S.: *The Mechanics of Ship Collisions*. PhD–Thesis, Dep. of Naval Architecture and Offshore Eng. TU of Denmark, Lyngby, 1999.
- [43] Wiemann J., Lesny K. und Richwien W.: *Gründung von Offshore-Windenergieanlagen – Gründungskonzepte und geotechnische Grundlagen*. Universität Essen, Essen 2002.
- [44] Walker, Brian: *Brick Soil Model, aus Geotechnique*, London 1990.
- [45] Yu, X.: *Strukturverhalten mit großer Verformung bis zum Brucheintritt und mit dynamischer Zusammenfaltung*. Dissertation, Bericht Nr. 579 Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, 1997

Abbildungsverzeichnis

4.1	Bodenprofil	12
4.2	FE-Netz der Monopilegründung (Schnitt)	13
4.3	Standorte Nordsee	15
4.4	Standort Ostsee	15
4.5	Entwurf eines Monopiles für Butendiek	16
4.6	Jacket für Butendiek	17
4.7	Tripod für EOS Offshore	17
4.8	Tripod für SKY 2000 (EON)	18
4.9	Modellierte Sektion	19
4.10	Sektion eines Doppelhüllentankers (Modell)	20
4.11	Modell eines Doppelhüllentankers	20
4.12	Hälfte einer modellierten Sektion	21
4.13	Einhüllentanker	21
4.14	Modellierte Sektion	22
4.15	Massengutfrachter	23
4.16	Modellierte Sektion	23
4.17	Containerschiff 2.500 TEU	24
4.18	Modell eines Tripods	27
4.19	Druckspannungsverteilung σ_z	27
4.20	Kollision: Eingangsdaten, Einflüsse und Ausgaben	30
5.1	Kollisionsenergie Berechnungen „HW“(Nr. 2 und 3)	37
5.2	Maximale Bettungsspannung p_u	39
5.3	Maximale Bettungsspannung p_y	39
5.4	Vergleich der internen Energie im Boden bei zwei Kontaktformulierungen	42
5.5	Vergleich der internen Energie im Boden bei zwei Kontaktformulierungen	43
5.6	Bruchdehnung in Abhängigkeit von Seitenlänge und Blechdicke	45
5.7	*BOUNDARY_MCOL bewirkt größere Schäden am Schiff	50

5.8	Volumenelement als Idealisierung des restlichen Schiffskörpers	51
5.9	Energieverläufe	52
7.1	Monopile	61
7.2	Energie Monopile	61
7.3	Schäden an der äußeren Hülle	62
7.4	Energie	63
7.5	Verlauf der Kollisionskraft	64
7.6	Verlauf der Kollisionsenergie	65
7.7	MPMH01 Energie	66
7.8	Verlauf der Kollisionskraft	68
7.9	Verlauf der Kollisionsenergie	69
7.10	Doppelhüllentanker	70
7.11	Einhüllentanker	70
7.12	Leck in der Hülle	70
7.13	MPMH04: Energie	71
7.14	Knick	72
7.15	Energiebilanz Containerschiff	72
7.16	Jacket	73
7.17	Energie Jacket	73
7.18	Schäden an der äußeren Hülle	73
7.19	Energie	74
7.20	Verlauf der Kollisionskraft	75
7.21	Verlauf der Kollisionsenergie	76
7.22	Energie	77
7.23	Verlauf der Kollisionskraft	78
7.24	Verlauf der Kollisionsenergie	79
7.25	Lokales Versagen	80
7.26	Schäden an der Hülle (Einhüllentanker)	81
7.27	Schäden an der äußeren Hülle (Doppelhüllentanker)	81
7.28	Berechnungen mit dem Doppelhüllentanker	81
7.29	Verlauf der Kollisionskraft	82
7.30	Verlauf der Kollisionsenergie	83
7.31	Energie	84
7.32	Kollisionskraft und Kollisionsenergie	85
7.33	Berechnungen mit dem Massengutfrachter	86
7.34	Kollisionskraft	87

7.35	Kollisionsenergie	88
7.36	Energie	89
7.37	Kollisionskraft und Kollisionsenergie	90
9.1	LS-Dyna–Ausgabe des Kraftverlaufs	100
9.2	LS-Dyna–Ausgabe des Momentenverlaufs	100
9.3	Wohin fällt die Gondel?	100

Tabellenverzeichnis

4.1	Schiffstypen	19
4.2	Doppelhüllentanker: Annahmen	19
4.3	Einhüllentanker: Annahmen	21
4.4	Massengutfrachter: Annahmen	22
4.5	Containerschiff: Annahmen	23
5.1	Testberechnungen	34
5.2	Einspannung (Meeresboden)	35
5.3	Einspannung (Pfahlfuß)	36
5.4	Baugrund als dreidimensionales FE-Netz	41
5.5	Berechnungen zur Bruchdehnung	46
5.6	Berechnungsergebnisse Tripod	47
5.7	Berechnungen zu *BOUNDARY_MCOL (1)	48
5.8	Berechnungen zu *BOUNDARY_MCOL (2)	49
6.1	Eintrittshäufigkeiten	54
6.2	Konsequenzen	55
6.3	Risikomatrix	56
7.1	Kollision Doppelhüllentanker – Monopile	63
7.2	Kollision Einhüllentanker – Monopile	66
7.3	Kollisionen Einhüllentanker – Monopile: Variation des Driftwinkels	67
7.4	Kollision Einhüllentanker – Monopile (04)	71
7.5	Kollision Doppelhüllentanker – Jacket	74
7.6	Kollision Einhüllentanker – Jacket	77
7.7	Kollision Einhüllentanker – Tripod	84
7.8	Kollision Containerschiff – Tripod	89

