

Gutachterliche Stellungnahme

zur Beurteilung der „Erdbebenrisiko-
und Bodensenkungsstudie N05-A Gas-
feld und umliegende Prospekte“
von Deltares



Bericht-Nr.	CME1-2021-82			
Datum Gutachten	23.07.2021			
Anzahl Seiten	28			
Anlagen	-			
Aufgabenstellung	Prüfung des Deltares Gutachtens „Erdbebenrisikio- und Bodensenkungsstudie N05-A Gasfeld und umliegende Prospekte“ vom 14.09.2020			
Auftraggeber	ONE-Dyas B.V. UNStudio, 7th Floor Parnassusweg 815, 1082 LZ Amsterdam P.O. Box 78044, 1070 LP Amsterdam The Netherlands			
Verfasser	Dr. Simon Kremers			
Mitverfasser	Dr. Karsten Zimmermann			
Weitere Verfasser	Prof. Krzysztof Tajduś, Dr. Tobias Neuffer, Dr. Ralf Fritschen			
Messzeitraum	-			
Messpersonal	-			
Dateiname	82_Gutachterliche_Stellungnahme_Ver1.1.pdf			
Revisionsübersicht	Version	Datum	ersetzt Version	Beschreibung
	1.0	25.06.2021		Ersterstellung
	1.1	23.07.2021		Erste Revision

INHALTSVERZEICHNIS

1. Zusammenfassung	4
2. Aufgabenstellung	5
3. Datenbasis	6
4. Senkungsprognose	7
4.1 Einleitung	7
4.2 Datenbasis und Parameterwahl	7
4.3 Bewertung der Deltares-Studie	10
4.4 Schlussfolgerungen	12
5. Erdbebenrisiko	13
5.1 Ursachen induzierter Seismizität in Erdgaslagerstätten	13
5.1.1 Grundlagen	13
5.1.2 Seismizität in Erdgaslagerstätten	14
5.2 Abschätzung des seismischen Risikos in der Deltares-Studie	15
5.2.1 Vorgehensweise	15
5.2.2 Einflussparameter	15
5.2.3 Screening der Erdbebenwahrscheinlichkeit	17
5.2.4 Bestimmung von M_{\max}	20
5.2.5 Risiko-Screening	22
5.3 Abschätzung von v_{\max}	22
5.4 Schlussfolgerungen	24
6. Literatur	26

1. Zusammenfassung

Die niederländische Firma ONE-Dyas plant eine Untersuchung des Gasfeldes N05-A und der umliegenden Erkundungsgebiete, die Offshore in der Nordsee auf der deutsch-niederländischen Grenze ca. 20 km vor Borkum liegen. Die Erdgasproduktion durch ONE-Dyas erfordert die Genehmigung der niederländischen Behörden. Da durch das geplante Vorhaben auch Auswirkungen auf Deutschland entstehen, wurde die Bundesrepublik Deutschland in die Prüfung der Umweltverträglichkeit mit einbezogen.

Zur Betrachtung des Erdbebenrisikos und der durch die Gasförderung verursachten Absenkungen wurde in den Niederlanden ein Gutachten von Deltares (Deltares, 2020) eingebracht. DMT wurde beauftragt eine Bewertung des Deltares Gutachtens vorzunehmen und in einer gutachterlichen Stellungnahme die Korrektheit der getroffenen Annahmen, die Durchführung nach dem Stand von Wissenschaft und Technik sowie die Anwendbarkeit auf das vorliegende Projekt zu prüfen.

Die Studie "Die Erdbebenrisiko- und Bodensenkungsstudie N05-A Gasfeld und umliegende Prospekte" von Deltares stellt die prognostischen Analyse der zukünftigen Gefährdung durch seismische Ereignisse und Bodensenkungen für das N05-A Gasfeld und die umliegenden Prospekte dar.

Die Überprüfung der Senkungsprognose ergab, dass trotz einiger kritischer Anmerkungen zu den durchgeführten Analysen und der Darstellung der Ergebnisse, die prognostizierten Senkungen nachvollziehbar in einem Bereich von bis zu einigen Zentimetern liegen werden. Auch andere Deformationsindikatoren, wie Neigung und Dehnung, werden in einer Größenordnung liegen, die keine Gefahr für Bauobjekte darstellen (z. B. Windpark Riffgat).

Die Überprüfung der Abschätzung des Erdbebenrisikos ergab, dass einige der getroffenen Angaben bzw. die Parameterwahl nicht vollständig nachvollzogen werden können und eine statistisch relevante Angabe der ermittelten Ergebnisgrößen fehlt. Insgesamt ist die Abschätzung jedoch konservativ und dazu geeignet, das vorherrschende Risiko abzuschätzen. Eine Modellierung zeigt, dass selbst in einem maximal konservativen Fall keine Schäden durch ein mögliches induziertes seismisches Ereignis zu erwarten sind.

2. Aufgabenstellung

Die niederländische Firma ONE-Dyas beabsichtigt Erdgas aus dem Erdgasfeld N05-A und möglicherweise zusätzlich aus umliegenden Feldern zu fördern. Das Gebiet liegt in der Nordsee auf der deutsch-niederländischen Grenze ca. 20 km vor Borkum. ONE-Dyas hat im Jahr 2019 bereits die Genehmigung zur Gasförderung aus den umliegenden Feldern N04-N05-N08 für eine Dauer von 30 Jahren erhalten.

Da sich das in Frage kommende Untersuchungsfeld auch im deutschen Hoheitsgewässern befindet, entstehen durch das Vorhaben auch Auswirkungen auf Deutschland, weshalb die Bundesrepublik Deutschland in das Verfahren zur Prüfung der Umweltverträglichkeit mit einbezogen wurde.

Zur Betrachtung des Erdbebenrisikos und der durch die Gasförderung verursachten Absenkungen wurde in den Niederlanden ein Gutachten von Deltares (Deltares, 2020) eingebracht. Betrachtet wird darin ein maximal konservatives Szenario, in dem für das Gasfeld N05-A und die umliegenden Felder eine maximale Gasförderung angenommen wird. Das Gutachten ergibt basierend auf einer probabilistischen Analyse ein vernachlässigbares Erdbebenrisiko. Die Senkungsprognose lieferte maximale Absenkungswerte von 1,6 cm für das Feld N05-A sowie von 2,6 cm einschließlich der umliegenden Felder.

DMT wurde beauftragt eine Bewertung des Deltares Gutachtens vorzunehmen und in einer gutachterlichen Stellungnahme die Korrektheit der getroffenen Annahmen, die Durchführung nach aktuellem Stand von Wissenschaft und Technik sowie die Anwendbarkeit auf das vorliegende Projekt zu prüfen. Ziel ist eine Nutzung der gutachterlichen Stellungnahme in Verbindung mit dem Deltares Gutachten bei der Prüfung der Umweltverträglichkeit des Projektes durch die Bundesrepublik Deutschland.

Analog zum Deltares Gutachten führt DMT eine separate Überprüfung des Teils zur Betrachtung des Erdbebenrisikos sowie zur Senkungsprognose durch. Die Senkungsprognose wurde dabei in Zusammenarbeit mit Prof. Krzysztof Tajduś und Dr. Mateusz Dudek vom Strata Mechanics Research Institute der Polnischen Akademie der Wissenschaften in Krakau durchgeführt.

3. Datenbasis

Die Datenbasis der Eingangsdaten für die seismische Risikoanalyse und die Senkungsprognose beruht auf Bohrlochmessungen und Bohrlochkernanalysen der Bohrungen N05-01-ST1, N05-01-S3, N07-04A, P1A und N04-02. Zudem wurden die gebirgsmechanischen Parameter der Bohrkerne aus dem Reservoirhorizont im Labor bestimmt (Dietl, 2019).

DMT hatte keinen Zugang zu den einzelnen Auswertungen der bestimmten Parameter, die ermittelten Ergebnisse können daher von uns nicht verifiziert werden. Die beschriebene Vorgehensweise ist jedoch nachvollziehbar und die Ergebnisse liegen in einem plausiblen Bereich. So ermittelte beispielweise Albrecht (2015) Porositäten aus Bohrkernen der Sandsteine des Rotliegend im Bereich der Norddeutschen Gaslagerstätten von 2 – 12 % und eine Poissonzahl von 0,09. Wang (2000) nennt typische Werte für den Biot-Koeffizienten von 0,64 – 0,85 für Sandsteine, die Wahl von $\alpha = 1$ stellt daher eine konservative Betrachtung dar. Die genannten Werte für den Verdichtungskoeffizient c_m liegen im Bereich der in anderen Studien genannten Werte (e.g. Asaei and Moosavi, 2013; Pimenta, 2017).

Die Einordnung der Parameter ist für die vorliegende Studie entscheidend, da diese direkten Einfluss auf die Verdichtung des Reservoirs und damit insbesondere auf die Absenkung des Projektgebietes haben. Teilweise gehen die ermittelten Messgrößen auch über den Elastizitätsmodul und das Poisson-Verhältnis in die seismische Risikobetrachtung ein.

4. Senkungsprognose

4.1 Einleitung

Basierend auf der Studie "Erdbebenrisiko- und Bodensenkungsstudie N05-A Gasfeld und umliegende Prospekte" vom 14. September 2020 wurde eine Analyse der erhaltenen Ergebnisse der Landoberflächensenkungen während der Ausbeutung des N05-A Gasfeldes zusammen mit den umliegenden Lagerstätten im Szenario der maximalen Gasproduktion durchgeführt.

In der Deltares-Studie verwenden die Autoren analytische Methoden und die Finite-Elemente-Methode (Plaxis-Software), um die vorhergesagte Absenkung der Landoberfläche zu bestimmen.

4.2 Datenbasis und Parameterwahl

Die beiden Hauptparameter des mathematischen Berechnungsmodells sind der c_m Verdichtungskoeffizient und der Winkel des Haupteinflussbereichs. Aufgrund des durch die Förderung verursachten Porendruckabfalls wird die zuvor durch Gas übertragene vertikale Last zunehmend auf die Gesteinsmatrix der Lagerstätte übertragen.

Die daraus resultierende vertikale Verformung des Reservoirs ist die Randbedingung (d.h. die Ursache) der Setzungen an der Oberfläche. Der Verdichtungskoeffizient c_m beschreibt die vertikale Verformung des porösen Lagerstättenkörpers, wenn der Druck in den Poren um eine Druckeinheit abnimmt. Die Annahme, dass der Speicherkörper ein linear elastisches Medium nach Biot ist, führt zu einer Beziehung zwischen Verdichtungskoeffizient c_m , Biot-Koeffizient α und Elastizitätsmodul E_s :

$$c_m = \frac{\alpha}{E_s}$$

Tabelle 1: Verwendete Grundwerte zur Berechnung von c_m .

Berechnungsparameter	c_m [GPa ⁻¹]
E_{dyn}	0.021
E_{stat}	0.029
η (Porosität)	0.054
Aus Berechnungen für Effektivwerte	0.035

In der Studie haben die Autoren unter Verwendung verschiedener Daten und Formeln vier Grundwerte für diesen Parameter ermittelt (Tabelle 1; Tabellen 3.1 und 3.3 in der Deltares-Studie).

Um die Verdichtung des Reservoirs bei einem festen Druckabfall zu bestimmen, wird in der Deltares-Studie die von Fjaer (2008) angegebene Formel verwendet:

$$\frac{\Delta h}{h} = c_m \cdot \alpha \cdot \Delta p_f \quad (1)$$

wobei:

Δh - Änderung der Reservoirmächtigkeit,

h – Mächtigkeit der Lagerstätte,

α - Biot'scher Koeffizient,

c_m - Verdichtungskoeffizient,

Δp_f - Porendruckänderung.

Der Wert des Verdichtungskoeffizienten in der Studie ist gegeben als:

$$c_m = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{E(1-\nu)} \quad (2)$$

mit ν als dem Poisson-Verhältnis.

Formel (2) - und Formel (3) in der Studie auf Seite 9 - sind Umformungen der Geertsma-Gleichung unter Annahme des Wertes $\alpha = 1$ für den Biot-Koeffizienten (3):

$$c_m = \frac{\alpha}{E_s} \quad (3)$$

wobei E_s der Steifemodul

$$E_s = E \cdot \frac{1-\nu}{(1+\nu) \cdot (1-2\nu)} \quad (4)$$

bezeichnet.

Nach einfachen Umformungen der Formeln (3) und (4) (und der Annahme von $\alpha = 1$) erhält man Formel (2).

In Kapitel 3.4 haben die Autoren der Studie eine Zusammenfassung der Ergebnisse der bisherigen Analysen dargestellt, wobei sie von einer Lagerstättenmächtigkeit von 28 m und einem mittleren Druckabfall von 320 bar ausgehen. Nach den berechneten und in Tabelle 3.3 (Seite 12 der Studie) enthaltenen Angaben wird der Wert der Lagerstättenverdichtung im Bereich von 1,9 cm bis 4,8 cm liegen (nach Formel 4 auf Seite 10 der Studie /hier Formel 1). Auf der anderen Seite, basierend auf den gleichen Annahmen, aber zusätzlich unter Berücksichtigung des Wertes des Poisson-Verhältnisses von $\nu = 0,08$, liegt der erhaltene Verdichtungsbereich bei 1,9 cm bis 5,5 cm. Der Wert von $\nu = 0,08$ wurde z. B. von Deltares verwendet, um den Wert des Kirchhoff-Moduls (G) (oder der Lamé-Konstante μ) (Formel 13 auf Seite 28 der Studie) zu bestimmen.

Im weiteren Teil der Deltares-Studie (Kapitel 5) wurden die Berechnungen mit der Finite-Elemente-Methode (Software Plaxis) durchgeführt. Es wurde angenommen, dass die Gesteinsmasse aus horizontalen Schichten besteht und durch linear-elastisches Verhalten beschrieben wird. Ein Teil der Berechnungen berücksichtigt das Vorhandensein einer Salzschiefer, die als elastoplastisches Material modelliert wurde.

Die Senkungsgitter wurden unter Verwendung des von ONE-Dyas bereitgestellten dPh-Gitters (Druckabfall x Lagerstättenmächtigkeit) für verschiedene Zeiten im Szenario der maximalen Gasproduktion unter Annahme von vier verschiedenen Verdichtungskoeffizienten-Parametern berechnet. Bei Analyse dieses Kapitels ergeben sich folgende Anmerkungen und Fragstellungen:

1. Die Berechnungen wurden unter Annahme eines Druckabfalls von 400 bar durchgeführt, obwohl vorangegangene Untersuchungen einen Wert von $\Delta p = 320$ bar als Grundlage nutzen. Eine explizite Erläuterung für diese Änderung ist nicht ausgeführt. Aus unserer Sicht ist anzunehmen, dass hier ein konservativer Parameteransatz gewählt wurde, welcher die Druckabnahme überschätzt und zu einer Überhöhung der prognostizierten Senkungswerten in der Modellierung führt.
2. Salz ist ein Material mit starken rheologischen Eigenschaften. Die Berücksichtigung dieser Eigenschaften (Kriechen und Relaxation) könnte mögliche Änderungen des Spannungszustandes und der Verformung dieser dicken Schicht besser darstellen.
3. Die Analyse des Einflusses von Kohäsionsänderungen auf die Form der Senkungsmulde (und auf den Spannungszustand innerhalb der Schicht) nach Abbildung 5.1 (Seite 35, Deltares-Studie) ist interessant, jedoch ist bei den gewählten Werten der Kohäsion weder eine realistische Größenordnung noch eine realistische Schwankungsbreite der gewählten Werte festzustellen.
4. Laut den Autoren der Studie ist der wahrscheinlichste Wert des Verdichtungskoeffizienten $c_m = 0,035 \text{ GPa}^{-1}$. Er ist das Ergebnis einer Berechnung auf der Grundlage der von Hettema & de Pater (1998) vorgestellten Formel. Es ist anzumerken, dass dieser Wert nicht

der ungünstigste Wert unter dem Gesichtspunkt der Oberflächensenkung ist. Es muss darauf aufmerksam gemacht werden, dass die in der Formel enthaltenen Parameter zum einen sehr variabel im Gestein sind und zum anderen in Laborversuchen nur schwer eindeutig zu bestimmen sind. Deshalb sollte eine statistische Analyse der erhaltenen Werte der Gebirgsparameter (z.B. eine Standardabweichung) oder die Annahme der "worst-case"-Variante bei den Analysen durchgeführt werden.

5. Abbildung 5.2 der Studie zeigt die Szenarien der Absenkung der Landoberfläche bei der Ausbeutung verschiedener Felder (N05-A, N05-A-Südost, Diamant, Tanzaniet-Oost und N05-A-Noord). Der Maximalwert wurde für den Betrieb des Feldes N05-A ermittelt, $s_{\max} = 1,6$ cm (für die in Tabelle 3.3 angegebenen Parameter). Die Abbildung zeigt auch eine Verschiebung der Lage des Senkungstroges in südöstliche Richtung, hin zur Lagerstätte Smaragd. Diese Verschiebung ist bei der Annahme von flachgelagerten Gesteinsschichten ungewöhnlich und in der Studie nicht erläutert.
6. Das Gutachten enthält keine Darstellung zum Aufbau des FEM-Senkungsmodells. Eine derartige Darstellung der Gesteinsmasse zusammen mit den Ausbeutungszonen könnte eine erweiterte Beurteilung der Randbedingungen, der Diskretisierung (Auswahl der Netzform, Größe usw.) ermöglichen. Die Diskretisierung des Modells kann einen Einfluss auf die erhaltenen Ergebnisse der Analyse haben, insbesondere bei den hier vorliegenden kleinen Setzungen.

4.3 Bewertung der Deltares-Studie

Um die felsmechanischen Parameter zu bestimmen, wurden Labortests für Proben aus zwei Leveln durchgeführt:

- Pfropfen PS02, der durch eine relativ hohe Porosität gekennzeichnet ist und 5 % des Reservoirs repräsentiert, und
- Pfropfen PS04, der durch eine mittlere Porosität gekennzeichnet ist und 95 % der Lagerstätte repräsentiert.

In der Studie fehlen quantitative Informationen über den Wert der geschätzten Gesteinsporosität, die sich direkt in die Werte der effektiven Festigkeitsparameter und des Biot-Koeffizienten übersetzt. Deltares berichtet, dass sie zur Bestimmung der Werte der mechanischen Parameter des Gesteins aus Labortests den Durchschnittswert pro Pfropfen ermittelt und dann den gewichteten Durchschnitt unter Berücksichtigung der Anteile von 95% und 5% als Gewicht bestimmt haben. Dabei ist jedoch zu beachten, dass bei der Bestimmung der mechanischen Parameter von Gesteinen, die dann zur Berechnung der Oberflächenverformung verwendet werden, Werte verwendet werden sollten, deren Verteilungsbreite in Bezug auf die geologische Struktur (Angabe der Standardabweichung), die Beschaffenheit der Gesteinsproben und die Fehlerangaben der durchgeführten Tests berücksichtigen.

1. Laut den Tabellen 4.4 und 4.10 der Deltares-Studie variiert die Mächtigkeit der Lagerstätte zwischen 27 m und 31 m. Es wäre sinnvoll, die Berechnungen für den Wert von 31 m durchzuführen, da es sich um das "worst-case"-Szenario handelt. Die maximalen Werte der Senkung s_{\max} sind daher nachfolgend für eine einfache Berechnung $h = 27$ m und $h = 31$ m dargestellt (Tabelle 2 und Tabelle 3):

Tabelle 2: Berechnete Senkung s_{\max} für unterschiedliche Werte der Elastizität und des Poisson-Verhältnisses und eine Lagerstättenmächtigkeit von 27 m.

E [Bar]	ν	s_{\max} [mm]
4.19×10^5	0.22	18
4.19×10^5	0.08	20
2.99×10^5	0.22	25
2.99×10^5	0.08	28
1.60×10^5	0.22	47
1.60×10^5	0.08	53
2.85×10^5	0.22	27
2.85×10^5	0.08	30

Tabelle 3: Berechnete Senkung s_{\max} für unterschiedliche Werte der Elastizität und des Poisson-Verhältnisses und eine Lagerstättenmächtigkeit von 31 m.

E [Bar]	ν	s_{\max} [mm]
4.19×10^5	0.22	21
4.19×10^5	0.08	23
2.99×10^5	0.22	29
2.99×10^5	0.08	33
1.60×10^5	0.22	54
1.60×10^5	0.08	61
2.85×10^5	0.22	30
2.85×10^5	0.08	34

Für eine Lagerstättenmächtigkeit von $h = 31$ m wird somit eine maximale Senkung von $s_{\max} = 6,1$ cm ermittelt, für $h = 27$ m eine Senkung von $s_{\max} = 5,3$ cm.

Unter der Annahme eines Druckabfallwertes von 400 bar (FEM-Analyse) erhöhen sich die in den obigen Tabellen angegebenen Werte der Setzungen um 25 %.

Die angegebenen Werte der Setzungen sind unter der Annahme einer vollflächigen Förderung und der Bildung einer vollständigen Setzungsmulde ermittelt und stellen Maximalwerte für die genutzten Parameter dar. Die tatsächlichen Senkungswerte hängen von weiteren Faktoren, wie z.B. der Lagerstättentiefe und dem Grenzwinkel des Einflussbereiches ab, die sich mindernd auf die eintretenden Senkungen auswirken können.

2. Die Senkungsmulde wird durch drei Hauptparameter charakterisiert: Senkung, horizontale Verschiebung und Grenzwinkel des Einflussbereichs (oder Winkel des Haupteinflussbereichs). Diese Parameter beschreiben letztlich die Senkungsverteilung und die zu erwartenden Schief lagen und Krümmungen im Bereich der Mulde. Die Autoren der Studie präsentierten die Ergebnisse nur für den Wert der Senkung und gehen in ihrer Betrachtung nicht auf die anderen Parameter ein.

4.4 Schlussfolgerungen

Die durchgeführte Analyse bezieht sich nur auf die kontinuierliche Deformation der Oberfläche (Senkungen). Sogenannte assoziierte Einflüsse und Einflüsse möglicher diskontinuierlicher Verformungen wurden nicht einbezogen.

Trotz Unterschiede im Detail zwischen der im Rahmen dieser Überprüfung durchgeführten worst-case-Untersuchung und den Ergebnissen der Senkungsprognose des Deltares-Gutachtens und einiger kritischer Anmerkungen zu den durchgeführten Analysen und der Darstellung der Ergebnisse sind die prognostizierten Senkungen in einer plausiblen Größenordnung. Wir gehen davon aus, dass die tatsächlich auftretenden Senkungen unter den beschriebenen Randbedingungen nicht wesentlich von den Werten der Deltares-Studie abweichen und im Bereich von bis zu einigen Zentimetern (bei kontinuierlicher Verformung) liegen werden. Auch andere Deformationsindikatoren, wie Neigung und Dehnung, werden in einer Größenordnung liegen, die keine Gefahr für Bauobjekte darstellen (z. B. Windpark Riffgat) werden.

5. Erdbebenrisiko

5.1 Ursachen induzierter Seismizität in Erdgaslagerstätten

5.1.1 Grundlagen

Die Erdkruste ist von einem Netzwerk bereits existierender Bruch- und Störungszonen durchzogen. Im Prinzip kann jede dieser Zonen aktiviert werden, wenn die Scherspannung (τ) die auf die Störungsfläche wirkt, den Bewegungswiderstand benachbarter Gesteinsformationen übersteigt. In den meisten Fällen beruht dieser Scherwiderstand (oder die Scherstärke) auf dem Prinzip der Reibung. Anders ausgedrückt, der Scherwiderstand ist proportional zur Differenz zwischen der Normalspannung (σ), die auf die Fläche wirkt, und dem Druck (p) des Fluides, das die Störungszone und das Umgebungsgestein durchdringt (Abbildung 1, a)). Die Störungszone ist solange stabil (d. h. es gibt keine Bewegung auf der Bruchfläche), solange die Scherspannung τ kleiner als die Reibung $\mu(\sigma-p)$ ist. Der Term $(\sigma-p)$ wird als die Effektivspannung bezeichnet. μ ist der Reibungskoeffizienten, der häufig zwischen 0.6 und 0.8 liegt. Diese Bedingung für das Auftreten von Verschiebungen auf einer Störungsfläche wird als das Coulomb Kriterium bezeichnet (Abbildung 1, b)). Die Parameter, die das Einsetzen von Bewegung auf der Bruchfläche mit dem Reibungskoeffizienten μ kontrollieren, sind daher Normalspannung, Scherspannung und der Porenfluiddruck. Normal- und Scherspannung auf der Bruchfläche hängen von der Orientierung der Fläche sowie dem Spannungszustand im Gebirge ab.

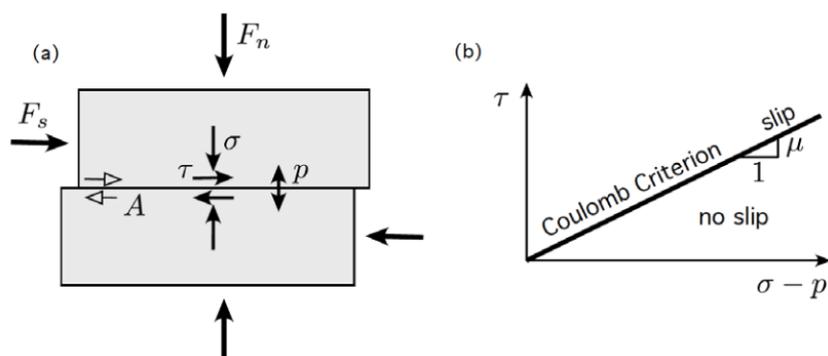


Abbildung 1: (a) Scherung eines zusammengefügt Blocks, der der Normalkraft F_n und der Scherkraft F_s ausgesetzt ist, mit einem Fluid innerhalb der Kontaktfläche mit Druck p . Bewegung entlang der Kontaktfläche wird ausgelöst, wenn die Scherspannung τ gleich dem Reibungswiderstand $\mu(\sigma-p)$ ist. (b) Bildliche Darstellung der Coulomb Kriteriums: es tritt keine Bewegung auf, wenn der ‚Punkt‘ $(\sigma-p, \tau)$ unterhalb der kritischen Linie, die durch die Steigung μ definiert ist, liegt. Abbildung aus: Induced Seismicity Potential in Energy Technologies (2012).

Der Spannungszustand im Untergrund kann durch drei Hauptspannungen beschrieben werden. In der Regel ist eine der Hauptspannungen vertikal. Diese wird dann als σ_v die minimalen und maximalen Horizontalspannungen als σ_h und σ_H bezeichnet. Die Richtung von σ_H sowie die Werte von σ_v , σ_h und σ_H , definieren im ungestörten Gebirge die Orientierung der Fläche, die am wahrscheinlichsten brechen wird (Abbildung 2).

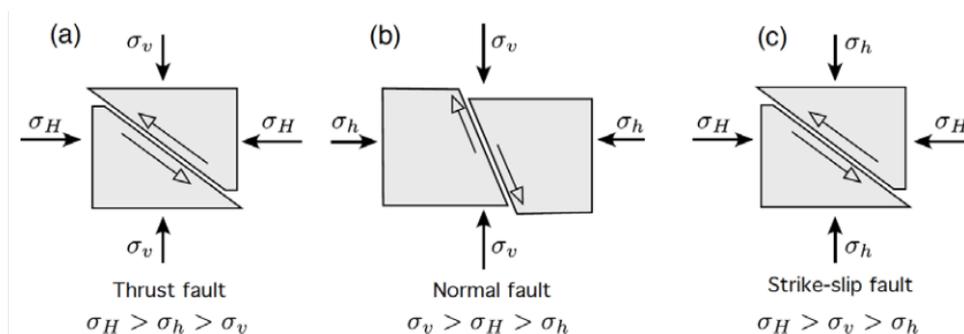


Abbildung 2: Orientierung von Bruchflächen in Abhängigkeit von Normal- und Scherspannungen. (a) Thrust fault (Überschiebung); (b) Normal fault (Abschiebung); (c) Strike-slip fault (Blattverschiebung). Abbildung aus: Induced Seismicity Potential in Energy Technologies (2012).

5.1.2 Seismizität in Erdgaslagerstätten

Induzierte Seismizität in oder am Rande von Erdgasfördergebieten ist ein weltweit beobachtetes Phänomen. Bereits Ende der 1960er Jahre traten in den französischen Gasfeldern spürbare Ereignisse auf (Grasso und Wittlinger, 1990), in Texas sogar schon im Jahr 1925 (Yerkes und Castle, 1976; Frohlich, 2012). Im Bereich der niederländischen Gasfelder werden induzierte Ereignisse bereits seit Ende 1986 beobachtet (Van Eijs et al., 2006).

Yerkes und Castle (1976) demonstrieren, dass eine differentielle Kompaktion in der Tiefe, ausgelöst durch Massenverlagerungen, also durch die Entnahme von Fluiden, Scherbrüche, und damit auch Erdbeben, erzeugen kann. Nach Segall (1989) umfasst durch Erdgasförderung induzierte Seismizität folgende Merkmale (siehe Abbildung 3):

1. Seismizität kann in unmittelbarer Umgebung des Reservoirs bereits einsetzen, wenn der Porendruck um ca. 10 MPa abgesenkt wurde.
2. Die Ereignisse treten gehäuft unmittelbar über oder unter dem Reservoir auf, in Schichten, die zu sprödem Bruchverhalten neigen.

3. Die häufigsten Herdmechanismen dieser Ereignisse deuten auf Aufschiebungen hin, Abschiebungen hingegen werden eher im Außenbereich beobachtet.
4. Erdbeben in schwächeren Schichten sind häufig langsam, d.h. dass die Quellzeit, im Vergleich zu einem typischen tektonischen Ereignis ähnlicher Magnitude, deutlich länger ist.

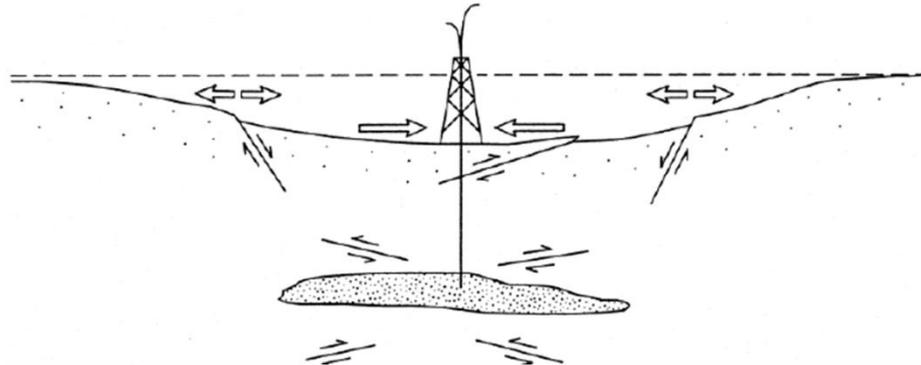


Abbildung 3: Mechanismen induzierter Seismizität durch die Förderung von Erdgaslagerstätten. Quelle: Segall (1989).

5.2 Abschätzung des seismischen Risikos in der Deltares-Studie

5.2.1 Vorgehensweise

Die Berechnungen zur Abschätzung des Erdbebenrisikos wurden in der Deltares-Studie nach den aktuellen Vorgaben der Staatsoezicht op de Mijnen (Staatliche Bergbauaufsicht; SodM, 2016) zur Analyse von induzierten Erdbeben durch die Erdgasförderung in den Niederlanden anhand der DHAIS-Methodik durchgeführt (van Eijs et al., 2004; van Eijs et al., 2006). Dabei wird zunächst eine erste Bewertung durchgeführt, um festzustellen, ob weitere Untersuchungen erforderlich sind. Für Erdgasfelder, die nach diesen Berechnungen eine vernachlässigbare Wahrscheinlichkeit aufweisen, um induzierte Beben zu erzeugen oder bei denen keine Beben stärker als $M = 2,5$ auf der Richterskala zu erwarten sind, sind keine zusätzlichen Untersuchungsschritte notwendig und die Überwachung mit dem bestehenden Monitoringmessnetz (des KNMI) ist ausreichend. Für Erdgasfelder, bei denen eine nicht zu vernachlässigende Wahrscheinlichkeit von Seismizität besteht, wird der zweite Schritt der Analyse durchgeführt. Dadurch wird die Risikokategorie bestimmt. Bei den Kategorien I und II ist dabei nur eine Überwachung durch ein Monitoring erforderlich. Im Falle der Kategorie III muss eine quantitative Risikoanalyse durchgeführt werden.

5.2.2 Einflussparameter

Die DHAIS-Methode, nach der die Bewertung des seismischen Risikos durchgeführt wird, bewertet die Erdbebenwahrscheinlichkeit auf Basis von drei Parametern:

- der relativen Druckabsenkung (DP/P_{ini}),
- der relativen Bruchdichte (B),
- der relativen Steifigkeit (E_{ratio}).

Der relative Druckabfall DP/P_{ini} beschreibt dabei das Verhältnis zwischen dem Druck am Anfang und am Ende der Erdgasförderung. Die relative Bruchdichte B ist ein Maß für die vorhandenen Störungszonen innerhalb des Gasfeldes, der Parameter E_{ratio} gibt das Verhältnis des statischen Elastizitätsmoduls des Deckgebirges ($E_{overburden}$) und des statischen Elastizitätsmoduls des Rotliegend-Reservoirs ($E_{reservoir}$) an. Alle drei Parameter haben ihren Ursprung in den Studien von van Eijs et al. (2004) und van Eijs et al. (2006) sowie der Aktualisierung und Weiterführung der Studie durch van Thienen-Visser (2012). Grundlage für die Studien sind die Analysen der induzierten seismischen Ereignisse in den niederländischen (onshore) Erdgaslagerstätten seit dem Jahr 1991. Ziel der Studien war die Identifikation von Schlüsselparametern, die, basierend auf den vorliegenden Daten, eine Prognose zukünftiger induzierter Seismizität – oder deren Ausbleiben – ermöglichen.

Die Druckabsenkung im Reservoir stellt nach einhelliger Meinung (Segall, 1989; Segall and Fitzgerald, 1998; van Eijs et al., 2006; Bourne and Oates, 2017) die Hauptursache für das Auftreten von induzierter Seismizität bei der Erdgasförderung dar. Van Eijs et al. (2006) ermitteln mit einem probabilistischen Ansatz einen kritischen Druckabfall von 72 ± 29 bar, der überschritten werden muss, um Seismizität durch die Erdgasförderung induzieren zu können. Der beobachtete bzw. geplante Druckabfall wird daher als einer der Schlüsselparameter für das mögliche Auftreten induzierter Seismizität verwendet.

Van Eijs et al. (2006) finden zudem eine gute Korrelation der Parameter B und E_{ratio} mit der aufgetreten induzierten Seismizität. Andere Parameter wie die Porosität des Reservoirgesteins lieferten hingegen keine gute Korrelation. Gründe für die Unterschiede in der induzierten Seismizität zwischen der Vielzahl der Erdgaslagerstätten in den Niederlanden liegen nach den Autoren zum einen in der geringen Anzahl von Störungszonen in den produzierenden Sandstein-Reservoirs ($B < 1$) sowie zum anderen im Unterschied zwischen Ton- (kleines E_{ratio}) und Anhydrit-Deckgebirgsschichten (großes E_{ratio}) der Rotliegend-Reservoirs.

Grundsätzlich beruhen die DHAS-Methode und die darin verwendeten Schlüsselparameter also auf empirischen Beobachtungen induzierter Seismizität in den niederländischen Erdgaslagerstätten in den letzten 30 Jahren. Wie in Abschnitt 5.1.1 beschrieben, ist das Potential für das Auslösen eines natürlichen Erdbebens oder induzierten seismischen Ereignisses explizit abhängig vom Vorhandensein und der Orientierung kritisch gespannter Störungszonen im regionalen Spannungsfeld. Die Parameter „Orientierung der Störungszonen“ sowie „kritische Vorspannung“ werden dabei nicht als Schlüsselparameter in der

DHAIS-Methode genannt bzw. verwendet. Die kritische Vorspannung einer (oftmals vorab unbekannt) Störungszone im Untergrund ist nur sehr schwer bis nicht zu bestimmen, dieser Parameter ist daher in jeder Studie zum seismischen Risiko mit einer relativ großen Unsicherheit behaftet. Die Orientierung von Störungszonen kann hingegen wichtige Hinweise auf die „slip-tendency“ geben. In der DHAIS-Methode wird sie nur indirekt über die Bruchdichte verwendet.

Obwohl die DHAIS-Methode nur auf Daten von onshore-Erdgaslagerstätten beruht, werden in der vorliegenden Studie zum offshore-Gasfeld N05-A derselbe Reservoirhorizont und dieselben Deckgebirgsschichten betrachtet. Ein signifikanter Einfluss der Wassersäule von 20 bis 25 m auf die beschriebenen ursächlichen Prozesse für das Auftreten induzierter Seismizität und der wirkenden Spannungsverhältnisse ist nicht zu erwarten. Während aufgrund der oben beschriebenen fehlenden Betrachtungsparameter die DHAIS-Methode nicht auf andere Projektgebiete bzw. Erdgasfelder weltweit (insbesondere auf solche in anderen Reservoirgesteinen und –horizonten) übertragen werden kann, ist sie aufgrund der breiten Datenbasis und der empirisch nachgewiesenen Korrelationen eine geeignete Methode, um das seismische Risiko im Projektgebiet abzuschätzen. Andere Methoden der Abschätzung, beispielsweise der maximal möglichen Magnitude eines induzierten Ereignisses basierend auf der Länge der Störungszonen (Wells and Coppersmith, 1994) oder der Größe des Reservoirs (McGarr et al., 2002), sind deutlich ungenauer bzw. nur bedingt anwendbar.

5.2.3 Screening der Erdbebenwahrscheinlichkeit

Für jedes betrachtete Erdgasfeld wird die in der DHAIS-Methode beschriebene Vorgehensweise angewandt:

1. Berechnung der relativen Druckabsenkung DP/P_{ini}
2. Berechnung der Bruchdichte B
3. Gegebenenfalls Berechnung des Verhältnisses E_{ratio} des statischen Elastizitätsmoduls des Deckgebirges und des statischen Elastizitätsmoduls des Rotliegend-Reservoirs

Für eine Druckabsenkung DP/P_{ini} unterhalb des Schwellwertes von 28 % ergibt sich demnach eine zu vernachlässigend geringe Wahrscheinlichkeit für das Auftreten von induzierter Seismizität. In diesem Fall entfällt die Betrachtung der weiteren Parameter. Liegt DP/P_{ini} oberhalb von 28 % wird zunächst die Bruchdichte B betrachtet. Liegt diese unterhalb eines Werte von 0,86, wird die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten von induzierter Seismizität wiederum als zu vernachlässigend betrachtet. Nur im entgegengesetzten Fall wird zusätzlich noch der Parameter E_{ratio} berechnet. Hier wird ein Wert des Verhältnisses unterhalb von $E_{ratio} = 1,01$ als unkritisch angesehen, bei einem Wert zwischen $1,01 < E_{ratio}$

< 1,33 wird eine Wahrscheinlichkeit von 19 %, bei einem Wert von $E_{ratio} > 1,33$ eine Wahrscheinlichkeit von 42 % für das Auftreten eines induzierten seismischen Ereignisses ermittelt. Für den Fall, dass eine nicht zu vernachlässigende Wahrscheinlichkeit ermittelt wurde, muss in einem nächsten Schritt die mögliche maximale Magnitude bestimmt werden. Liegt diese über einem kritischen Wert von $M = 2,5$ (die genaue Herkunft dieser Grenze ist nicht bekannt, vermutlich sollen aber hiermit mögliche Schäden an Gebäuden vermieden werden) muss eine weiterführende quantitative Risikoanalyse durchgeführt werden.

Die Betrachtung der Szenarien wird auf Basis der von ONE-Dyas zur Verfügung gestellten Projektunterlagen sowie weiterer geologischer und geophysikalischer Daten vorgenommen. DMT liegen diese Daten nicht vor, weshalb die Korrekte Einbeziehung der Daten im Folgenden vorausgesetzt wird.

Druckabsenkung DP/P_{ini}

Die Betrachtung der geplanten Druckabsenkung DP/P_{ini} ergibt für alle fünf betrachteten Erdgasfelder (N05-A, N05-A-Noord, N05-A-Südost, Tanzaniet-Oost und Diamant) Werte oberhalb von 28 %. Damit müssen auch die Parameter B und E_{ratio} betrachtet werden.

Bruchdichte B

Die Ermittlung der Bruchdichte erfolgt auf Basis von Strukturkarten, die von ONE-Dyas vorgelegt wurden. Einbezogen werden dabei alle erkannten Störungszonen, die sich innerhalb des Reservoirs und am Rand der Felder befinden. Die Ergebnisse zeigen, dass lediglich zwei der betrachteten Felder (Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost) einen Wert von $B > 0,86$ aufweisen. Für diese beiden Felder muss nun zusätzlich der Parameter E_{ratio} betrachtet werden, für die anderen Felder wird nach der beschriebenen Vorgehensweise eine zu vernachlässigende Wahrscheinlichkeit für das Auftreten von induzierter Seismizität angenommen.

Verhältnis E_{ratio}

Van Eijs et al., (2006) verwenden in ihrer Abschätzung des Parameters E_{ratio} Durchschnittswerte für die statischen Elastizitätsmoduln, die aus zusammengesetzten Bohrloch-Log-Daten ermittelt wurden. Mit dieser relativ groben und pauschalen Abschätzung erhält man für die beiden Felder ein Wert von $E_{ratio} = 1,28$ und eine Wahrscheinlichkeit für induzierte Seismizität von 19 %. Nach den Vorgaben der Richtlinie der Staatlichen Bergbauaufsicht (SodM, 2016) muss damit die mögliche Maximalmagnitude eines solchen Ereignisses berechnet werden.

Deltares nimmt an dieser Stelle eine weitere Abschätzung des Parameters E_{ratio} auf Basis „zusätzlicher Informationen“ vor. Grundlage hierfür ist die Aktualisierung von VELMOD, eines seismischen Geschwindigkeitsmodells, das im Rahmen eines Industrieprojektes erstellt wurde (van Dalftsen et al, 2007). Dieses Modell, wie auch die Vorgängermodelle, basieren auf Geschwindigkeitsdaten aus Sonic Logs und Checkshot-Daten, denen Tiefenmarker von lithostratigraphischen Schichtgrenzen zugeordnet wurden. Mit diesen Daten wird ein Layer-Cake-Geschwindigkeitsmodell konstruiert. Für die aktuelle Version VELMOD 3.1 (Pluymaekers et al., 2017) standen dabei deutlich mehr digitale sonic-Daten von wesentlich mehr Bohrungen zur Verfügung. Die gewählte Vorgehensweise der erneuten Bewertung aufgrund der deutlich besseren Datenbasis, ist daher aus unserer Sicht plausibel.

Die Abschätzung der statischen Elastizitätsmoduln erfolgt anhand der Formeln (1) und (2) der Deltares-Studie nach Eisaa and Kazi (1988). Eingangparameter sind dabei v_p - und v_s -Geschwindigkeiten sowie die Dichte der jeweiligen Gesteinsschicht. Verwendet werden die v_p -Geschwindigkeiten aus VELMOD 3.1, v_s und Dichte werden über einen Mittelwert geschätzt, da diese Werte nicht in VELMOD 3.1 enthalten sind. Mit diesen Eingangsdaten wird nun für beide Felder erneut E_{ratio} ermittelt. Das Ergebnis zeigt, dass die Werte unterhalb der Grenze von 1,01 liegen, eine spezifische Angabe fehlt jedoch an dieser Stelle.

Das von Deltares gewählte Vorgehen zur Ermittlung des Parameters E_{ratio} ist plausibel, die konkrete Durchführung jedoch unzureichend erläutert. Von drei Eingangsparemtern zur Berechnung der statischen Elastizitätsmoduln ist in der verwendeten Datengrundlage (VELMOD 3.1) nur einer enthalten. Die beiden anderen werden analog aus den Daten der umgebenden Bohrungen berechnet (*pers. comm. ONE-Dyas*), wobei jedoch eine Angabe dazu und zur Methode im Gutachten fehlt. Hier wäre eine Parametervariation und die Angabe der resultierenden Standardabweichungen wünschenswert, um die Konsistenz der erhaltenen Ergebnisse beurteilen zu können. Gleiches gilt für die Mittelwertbildung der Elastizitätsmoduln zwischen Zechstein und Rotliegend.

Insgesamt ist die Abschätzung des Verhältnisses E_{ratio} auf Basis der „zusätzlichen Informationen“ alleine auf Basis der Angaben im Gutachten nicht nachvollziehbar und für uns nicht verifizierbar. Der Schlussfolgerung von Deltares, dass die Wahrscheinlichkeit des Auftretens induzierter Seismizität von 19 % auf „zu vernachlässigend“ geändert werden kann, kann auf Basis der dargestellten Daten nicht nachvollzogen werden. Wenn die Korrektheit der Annahmen und Berechnungen in der Deltares-Studie vorausgesetzt werden, ist die getroffene Einschätzung basierend auf der DHAIS-Methode jedoch plausibel.

5.2.4 Bestimmung von M_{max}

Deltares führt in der Studie trotz der ermittelten Werte von $E_{ratio} < 1,01$ (die, wie oben beschrieben, jedoch nicht vollumfänglich nachvollzogen werden können) und einer damit verbundenen zu vernachlässigenden Wahrscheinlichkeit für induzierte Seismizität eine Bestimmung des potenziellen Maximalwertes eines solchen Ereignisses durch. Nach der DHSIS-Methode (van Thiessen-Visser, 2016) muss die maximale Magnitude auf zwei unterschiedliche Arten abgeschätzt werden:

4. Durch Verwendung der Bruchgeometrie, d.h. die Höhe und Länge der Bruchfläche,
5. durch Verwendung der Energiebilanz, d.h. unter Verwendung der durch die Verdichtung/Kompaktion durch Entnahme des Fluides in das System in Form von Spannung eingebrachte potentielle Energie.

Bruchgeometrie

Die Abschätzung erfolgt über die Berechnung des seismischen Moments M_0 nach Hanks and Kanamori (1979). Die entscheidenden Eingangsparameter sind hier, neben dem vorgegebenen Stress Drop (5 MPa; SodM, 2016), Länge und Breite/Höhe der Bruchfläche. Für die Länge wird konservativ ein Bruch der gesamten Länge der im betrachteten Feld vorhandenen Bruchflächen angenommen, die Höhe wird mit der gesamten Mächtigkeit des Reservoirs veranschlagt. Mit dieser Methode wird für beide Felder eine Maximalmagnitude von $M_w = 2,9$ abgeschätzt.

Anzumerken ist, dass hierbei angenommen wird, dass der Bruch ausschließlich auf der Fläche innerhalb des Reservoirs stattfindet. Es kann jedoch nicht mit Sicherheit ausgeschlossen werden, dass sich die kartierten Bruchzonen auch ins Deckgebirge oder das Liegende fortsetzt. Wenn man statt der verwendeten Reservoirmächtigkeit von 31 m eine Bruchflächenhöhe von $h = 35$ m ansetzt, resultiert das in einer Maximalmagnitude von $M_w = 3,0$, bei $h = 40$ m erhält man $M_w = 3,1$. Auch hier wäre eine Variation der Parameter hilfreich gewesen, um die Aussagekraft der ermittelten Maximalmagnitude beurteilen zu können, auch wenn die Reservoirmächtigkeit laut ONE-Dyas eine Höhe von 35 m nicht übersteigt. Trotzdem ist der verwendete Ansatz des Brechens der gesamten Bruchfläche als sehr konservativ zu bezeichnen. So weisen Lindenfeld und Leydecker (2004) nach, dass die Bruchlänge bei einem Erdbeben von Magnituden in der betrachteten Größenordnung maximal 40 % der Störungslänge erreicht. Eine Magnitude von $M_w = 2,9$ als obere Grenze erscheint damit plausibel.

Energiebilanz

Der Ansatz der Berechnung der Maximalmagnitude über die Energiebilanz setzt voraus, dass die gesamte Energie, die bei einem induzierten seismischen Ereignis freigesetzt wird, durch die Entnahme des Fluides und die daraus resultierende Kompaktion ins System als Spannung eingebracht wird. Diese Feststellung wurde unter anderen von Dost and Haak (2007) getroffen: „It is clear that in terms of stress, the pressure drop within the reservoir in the driving force behind the induced earthquakes, in terms of strain it is the compaction“. Nepveu et al. (2016) stellen fest, dass die Seismizität seit Januar 2003 in der Tat mit der Förderung zusammenhängt und dass eine weitere Förderung die Kritikalität der vielen Verwerfungen im Reservoir zu fördern scheint. Es ist daher legitim, die Abschätzung der Maximalmagnitude über den beschriebenen Ansatz vorzunehmen.

Die Berechnung erfolgt über eine vorgegebene Beziehung aus SodM (2016), die auf eine Beziehung zwischen der Volumenänderung des Gesteins und der resultierenden seismischen Energie nach Kostrov (1974) zurückgeht. Notwendige Eingangsparameter hierfür sind der Elastizitätsmodul des Reservoirs, die Poissonzahl, der Schubmodul und die Volumenänderung durch die Kompaktion des Reservoirs. Die Werte für Poissonzahl, Schub- und Elastizitätsmodul basieren auf Bohrlochmessungen und Bohrlochkernanalysen von Bohrungen aus der Region (Kapitel 3 der Deltares-Studie). Zusammen mit den Werten für die Feldesgröße und die geplante Druckabsenkung wird hieraus die erwartete Maximalmagnitude abgeschätzt. Leider fehlt die Angabe zur Berechnung der Volumenänderung, sodass die ermittelten Maximalmagnituden von $M_w = 2,4$ (N05-A-Südost) und $M_w = 2,7$ (Tanzaniet-Oost) nicht nachvollzogen werden können.

Insgesamt liegen die ermittelten Maximalmagnituden im Bereich der Abschätzung über die Bruchgeometrie und erscheinen daher plausibel. Auch hier ist jedoch nicht ersichtlich, welchen Einfluss die Ungenauigkeit auf die Bestimmung der einzelnen Parameter auf die Abschätzung der Maximalmagnitude hätte. Insbesondere Variationen in der Bestimmung des Verdichtungskoeffizienten und eine mögliche größere Druckabsenkung könnten hier vermutlich zu einer deutlichen Veränderung der Ergebnisse führen.

Die aus beiden Verfahren ermittelten Maximalmagnituden liegen aus unserer Erfahrung in einem unkritischen Bereich – insbesondere für ein offshore Erdgasfeld. Für die niederländischen onshore Erdgasfelder geben zudem Dost and Haak (2007) eine Grenze für die Schadensmagnitude von $M_L = 3,2$ ($M_w \sim 3,1$) an.

5.2.5 Risiko-Screening

Da die berechnete Maximalmagnitude über dem Wert von $M = 2,5$ liegt, muss nach der Vorgabe ein Risiko-Screening durchgeführt werden. Das Screening ist in zwei Bereiche aufgeteilt:

1. Eine Klassifizierung zur Abschätzung der Gefährdung durch Einflussfaktoren des Untergrundes
2. Eine Klassifizierung zur Abschätzung zur Beurteilung der lokalen Verwundbarkeit (vulnerability)

Ziel des Screenings ist es, Risiken, die sich aus diesen beiden Komponenten zusammensetzen, erkennen und beurteilen zu können. Das Screening ist eine sinnvolle Methode für die Abschätzung, natürlich aber für die Anwendung bei onshore-Erdgasfeldern konzipiert. Basierend auf den Kategorien des Screenings ist es daher wenig verwunderlich, dass als Ergebnis die (unterste) Risikokategorie I steht. Nach unserer Meinung spiegelt dies jedoch auch eine realistische Einschätzung des vorhandenen Risikos dar.

5.3 Abschätzung von v_{\max}

Zusätzlich zu den von Deltares vorgelegten Betrachtungen wird nachfolgend eine Abschätzung der an der Oberfläche zu erwartenden maximalen Schwinggeschwindigkeit durchgeführt. Verwendet wird hierzu die *Ground Motion Prediction Equation (GMPE)* nach Douglas et al. (2013). Diese Beziehung wurde speziell für induzierte seismische Ereignisse entwickelt und prognostiziert die durch ein seismisches Ereignis einer bestimmten Magnitude M_w verursachten Schwinggeschwindigkeiten in Abhängigkeit von der Hypozentralentfernungen an der Oberfläche. Enthalten ist in der Modellierung zudem ein Verstärkungsfaktor für die Einwirkung oberflächennaher Schichten (Poggi et al., 2011). Die Modellierung mit einer GMPE bietet damit die Möglichkeit, die maximalen Schwinggeschwindigkeiten an der Oberfläche in Relation zu einer Wahrnehmung durch Menschen (ab $v_{\max} \sim 0,3 - 0,5$ mm/s) bzw. zu Anhaltswerten in DIN-Normen (5 mm/s für normale Wohngebäude) zu setzen.

Nachfolgend wurde eine solche Modellierung für einen maximal konservativen Fall mit den in Tabelle 4 angegebenen Eingangsparametern durchgeführt. Die Hypozentraltiefe wurde mit 3 km angenommen, da nach Segall (1989) durch die Kompaktion des Reservoirs durch die Entnahme des Fluides auch eine Aktivierung von Bruchzonen oberhalb des Reservoirs möglich ist. Die Quelle wurde auf die den Ostfriesischen Inseln und dem Festland am nächsten gelegene Störungszone gelegt, die Herdtiefe etwas flacher als das Reservoir und die Magnitude mit dem maximal ermittelten Wert verwendet.

Tabelle 4: Eingangsparameter für eine Modellierung eines seismischen Ereignisses im Projektgebiet durch die GMPE nach Douglas et al. (2013).

Magnitude	Hypozentraltiefe	Quelle
$M_w = 2,9$	3 km	Störung F15 (N05-A-Südost)

Die Ergebnisse der Modellierung sind als Isolinien gleicher Schwinggeschwindigkeit auf einer Karte dargestellt (Abbildung 4). Es werden Maximalwerte der Schwinggeschwindigkeit von $v_{max} \sim 1$ mm/s für Rottumerplaat, $v_{max} \sim 0,5$ mm/s für Borkum und Schiermonnikoog und $v_{max} \sim 0,1$ mm/s für das niederländische Festland ermittelt. Eine Spürbarkeit eines solchen seismischen Ereignisses ist im hier dargestellten maximal konservativen Fall damit nicht ausgeschlossen, eine Überschreitung der Anhaltswerte der DIN 4150 (3 mm/s für denkmalgeschützte Gebäude; 5 mm/s für Wohngebäude; 20 mm/s für Industriegebäude im Frequenzbereich von 1 – 10 Hz) und damit möglicherweise Schäden an Gebäuden sind jedoch nicht zu erwarten.

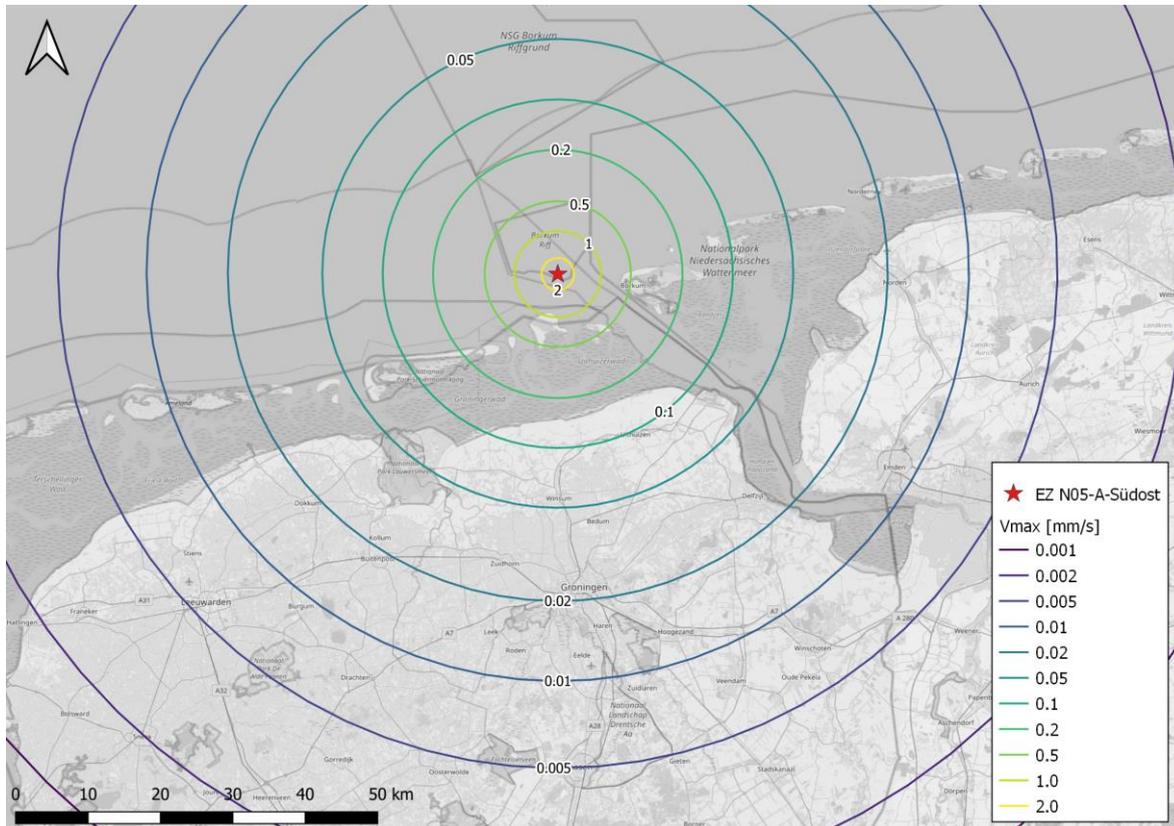


Abbildung 4: Berechnung der maximalen Schwinggeschwindigkeit v_{max} an der Oberfläche nach Douglas et al. (2013) für ein induziertes seismisches Ereignis der Magnitude $M_w = 2,9$ im Feld N05-A-Südost (roter Stern) in einer Tiefe von 3 km. Farblich angegeben sind Linien gleicher Schwinggeschwindigkeit.

5.4 Schlussfolgerungen

In der vorliegenden Studie von Deltares wird das Risiko des Auslösens eines induzierten seismischen Ereignisses durch eine Förderung des offshore-Erdgasfeldes N05-A und der umliegenden Erkundungsgebiete betrachtet. Die Bewertung erfolgt dabei anhand der Methodik, die von der Staatliche Bergbauaufsicht (SodM, 2016) vorgegeben ist und die auf der empirischen Analyse induzierter Seismizität in den Niederländischen Erdgasfeldern der letzten 30 Jahre beruht. Aus diesem Grund – der standortbezogenen empirischen Analyse – kann das Vorgehen nicht auf andere Erdgasfelder weltweit übertragen werden, aufgrund der breiten Datenbasis und der nachgewiesenen Korrelationen ist sie jedoch eine geeignete Methode, um das seismische Risiko im Projektgebiet abzuschätzen.

Die Erdbebenwahrscheinlichkeit wird nach der DHAIS-Methode bewertet, die dabei in einer schrittweisen Reihenfolge bestimmte Schlüsselparameter betrachtet. Die Bewertung

anhand der Parameter Druckabsenkung (DP/P_{ini}) und Bruchdichte (B) ist dabei relativ eindeutig. Die Bestimmung des Verhältnisses E_{ratio} der Elastizitätsmoduln ermöglicht jedoch aufgrund der oft nur ungenau bestimmbareren Eingangsgrößen (v_p - und v_s -Geschwindigkeiten sowie Dichte) eine größere Streuung der Ergebnisse. Leider fehlen in der Deltares-Studie Angaben zur genauen Vorgehensweise und Wahl der Parameter, sodass die Zuverlässigkeit des ermittelten Wertes für E_{ratio} nicht beurteilt werden kann. Bei einer derartigen Abschätzung, wäre mindestens eine Parametervariation und die Angabe der resultierenden Standardabweichungen notwendig, um die Konsistenz der erhaltenen Ergebnisse beurteilen zu können. Eine Entscheidung zur Wahrscheinlichkeit des Auftretens induzierter Seismizität basierend auf diesem Parameter erscheint daher nicht belastbar.

Obwohl die Wahrscheinlichkeit laut Deltares vernachlässigbar ist, werden trotzdem mögliche Maximalmagnituden abgeschätzt. Verwendet werden hierzu zwei unterschiedliche Ansätze – über die Bruchgeometrie und die Energiebilanz. Die Abschätzung über die Bruchgeometrie erfolgt anhand einer relativen einfachen Beziehung über das seismische Moment. In dieser Abschätzung wird eine Reihe von Annahmen zu Bruchlänge und –höhe getroffen, die aus unserer Sicht nicht ohne Weiteres gültig sind. Trotzdem wird der Ansatz als konservativ bewertet, da ein Bruch auf der gesamten Störungsfläche angenommen wird. Auch hier wäre jedoch eine Variation der Parameter hilfreich gewesen, um die Aussagekraft der ermittelten Maximalmagnitude beurteilen zu können. Die Abschätzung über die Energiebilanz können aufgrund fehlender Angaben nicht in Gänze nachvollzogen werden und sind zudem abhängig von nur mit einer gewissen Unsicherheit zu bestimmenden Parametern (Poissonzahl, Schub- und Elastizitätsmodul). Auch hier fehlt eine Betrachtung über den Einfluss der Parametervariation. Insgesamt liegt das Ergebnis jedoch unterhalb der Abschätzung über die Bruchgeometrie, sodass faktisch die dort ermittelte Maximalmagnitude $M_w = 2,9$ das entscheidende Maß ist.

Das abschließend durchgeführte Risiko-Screening ist erkennbar für die Anwendung bei onshore-Erdgasfeldern konzipiert. Die offshore-Lage des Projektgebietes führt damit dazu, dass als Ergebnis die (unterste) Risikokategorie I steht. Nach unserer Meinung spiegelt dies jedoch auch eine realistische Einschätzung des vorhandenen Risikos dar.

Zusätzlich wurde von DMT eine Abschätzung der zu erwartenden maximalen Schwinggeschwindigkeit an der Oberfläche bei einem induzierten Ereignis der ermittelten Maximalmagnitude im Projektgebiet durchgeführt. Das Ergebnis zeigt, dass für einen maximal konservativen Fall spürbare Erschütterungen möglich – jedoch keine Schäden zu erwarten sind.

6. Literatur

Albrecht (2015). Untersuchungen zum Spannungseinfluss auf die Fluiddurchlässigkeiten von Rotliegend Tight Gas Sandsteinen. Dissertation TU Clausthal.

Asaei, H. and Moosavi, M. (2013). Experimental measurement of compressibility coefficients of synthetic sandstone in hydrostatic conditions. *J. Geophys. Eng.* 10 (2013) 055002 (11pp), doi:10.1088/1742-2132/10/5/055002.

Bourne, S.J. and Oates, S.J. (2017). Development of statistical geomechanical models for forecasting seismicity induced by gas production from the Groningen field. *Netherlands Journal of Geosciences — Geologie en Mijnbouw* |96 – 5 | s175–s182 | 2017.

Deltares (2020). Erdbebenrisiko- und Bodensenkungsstudie N05-A Gasfeld und umliegende Prospekte, 11202042-003-BGS-0007, 14. September 2020.

Dietl, C. (2019). Poroelastic parameters N05-01-S1. Heiligenstadt, Deutschland: Gesteinslabor Dr. Eberhard Jahns.

DIN 4150 „Erschütterungen im Bauwesen“, Teil 3 „Einwirkungen auf bauliche Anlagen“ (2016-12).

Dost, B. and Haak, H.W. (2007). Natural and induced seismicity. *Geology of the Netherlands*, Edited by Th.E. Wong, D.A.J. Batjes & J. de Jager, Royal Netherlands Academy of Arts and Sciences, 2007: 223–239.

Douglas, J., Edwards, B., Convertito, V., Sharma, N., Tramelli, A., Kraaijpoel, D., Mena Cabrera, B., Maercklin, N. and Claudia Troise (2013). Predicting Ground Motion from Induced Earthquakes in Geothermal Areas. *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 103, No. 3, pp. 1875–1897, June 2013, doi: 10.1785/0120120197

Eissa, E.A. and Kazi, A. (1988). Relation between static and dynamic Young's moduli of rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, 25-6. doi:10.1017/njg.2017.35

Fjaer, E. H. (2008). Petroleum related rock mechanics (2nd edition ed., Vol. *Developments in Petroleum Science* 53). Amsterdam: Elsevier.

Frohlich, C. (2012). A survey of earthquakes and injection well locations in the Barnett Shale, Texas. *The Leading Edge*, Volume 31, Issue 12.

Geertsma, J. (1973). A basic theory of subsidence due to reservoir compaction; the homogeneous case. Verhandelingen van het Koninklijk Nederlands geologisch mijnbouwkundig Genootschap. The analysis of surface subsidence resulting from gas production in the Groningen area, the Netherlands, „Editor Nederlandse Aardolie Maatschappij B. V.“, Deel 28, 1973.

Grasso, J.R. und Wittlinger, G. (1990). TEN YEARS OF SEISMIC MONITORING OVER A GAS FIELD, Bulletin of the Seismological Society of America, Vol. 80, No. 2, pp. 450-473.

Hanks, T. and H. Kanamori (1979). Moment magnitude scale, J. Geophys. Res. 84, 2348-2350.

Hettema, M. and de Pater, C. (1998). The poromechanical behaviour of Felser sandstone: stress- and temperature-dependent. SPE/ISRM Eurock, (pp. 347-355). Trondheim Norway.

Induced Seismicity Potential in Energy Technologies, (2012). The National Academy of Sciences, ISBN 978-0-309-25367-3.

Kostrov, V.V. (1974). Seismic moment and energy of earthquakes and seismic flow of rocks, Izv. Acad. Sci. USSR Phys. Solid Earth, Eng. Transl., 1, 23-44.

Lindenfeld, M. und Leydecker, G. (2004). Bestimmung des Verhältnisses Bruchlänge zu Störungslänge sowie Ergebnisse der Gleitendenzanalyse entlang neotektonischer Störungen in Norddeutschland. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe Hannover, 5. April 2004, 10639/04.

McGarr, A., Simpson, D. and Seeber, L. (2002). Case Histories of Induced and Triggered Seismicity. International Geophysics, Volume 81, Part A, 2002, Pages 647-661.

Nepveu M., van Thienen-Visser K. and Sijacic D. (2016). Statistics of seismic events at the Groningen field. Bull Earthq Eng 14(12):3343–3362.

Pimienta, L., Fortin, J. and Guéguen, Y. (2017). New method for measuring compressibility and poroelasticity coefficients in porous and permeable rocks. AGU Publications, doi: 10.1002/2016JB013791.

Pluymaekers, M.P.D., J.C. Doornenbal and H. Middelburg (2017). Velmod-3.1. TNO report 2017 R11014 with erratum page 67 Final. Data van nlog.nl.

Poggi, V., Edwards, B. and Fäh, D. (2011). Derivation of a reference shearwave velocity model from empirical site amplification, *Bull. Seismol. Soc. Am.* 101, no. 1, 258–274, doi: 10.1785/0120100060.

Schober, F. und Sroka, A. (1983). Die Berechnung von Bodenbewegungen über Kavernen unter Berücksichtigung des zeitlichen Konvergenz und Gebirgsverhaltens. *Kali und Steinsalz*, Mai 1983, Band 8, Heft 10, Verlag Glückauf GmbH, Essen.

Segall, P. (1989). Earthquakes triggered by fluid extraction. *Geology* (1989) 17 (10): 942–946.

Segall, P. and Fitzgerald, S.D. (1998). A note on induced stress changes in hydrocarbon and geothermal reservoirs. *Tectonophysics* 289 (1998) 117–128.

SodM (2016). Methodiek voor risicoanalyse omtrent geïnduceerde bevingen door gaswinning. Den Haag: Staatstoezicht op de mijnen.

Sroka, A. und Schober, F. (1990). Studie zur Analyse und Vorhersage der Bodensenkungen und des Kompaktionsverhaltens des Erdgasfeldes Groningen/Emsmündung (unveröffentlicht). Clausthal-Zellerfeld, Mai 1990.

Van Dalftsen, W., van Geesel, S.F. and Doornenbal, J.S. (2007). Velmod-2 Joint Industry Project, TNO report 2007-U-R1272C. www.nlog.nl.

van Eijs, R.M.H.E., Mulders, F.M.M. and Nepveu, M. (2004). Deterministische hazard analyse voor geïnduceerde seismiteit. TNO rapport NITG 04-171-C d.d. 7 april 2004.

van Eijs, R.M.H.E., Mulders, F.M.M., Nepveu, M., Kenter, C.J. and Scheffers, B.C. (2006). Correlation between hydrocarbon reservoir properties and induced seismicity in the Netherlands. *Engineering Geology* 84 (2006) 99–111.

van Thienen-Visser, K., Nepveu, M. and Hettelaar, J. (2012). Deterministische hazard analyse voor geïnduceerde seismiteit in Nederland. TNO; rapportnummer 2012 R10198. www.nlog.nl.

Wang, H. (2000). Theory of linear poroelasticity with applications to geomechanics and hydrology. Princeton University Press.

Wells, D. L. and Coppersmith, K. J. (1994). New empirical relationships among magnitude, rupture length, rupture width, rupture area and surface displacement: *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 84, pp 974-1002.

Yerkes, R.F. and Castle, R.O. (1976). Recent surface movements in the Baldwin Hills, Los Angeles County, California. Engineering Geology, Vol. 10, pp 151-167.