

**Erdbebenrisiko- und
Bodensenkungsstudie N05-A
Gasfeld und umliegende
Prospekte**



Dieser Text wurde aus dem Niederländischen übersetzt. Soweit es Widersprüche zum Originaltext gibt, ist der Originaltext führend.

1 Zusammenfassung des Managements

Dieser Bericht beschreibt die Abschätzung des Erdbebenrisikos und die Senkungsprognose für das Gasfeld N05-A und die umliegenden Prospekte bei dem Szenario der maximalen Gasproduktion. Dieses Szenario geht von einer maximalen Schätzung für die Abbau aller noch nicht gebohrten Prospekte und des Gasfeldes N05-A aus. Grund für die Studie ist die Absicht von ONE-Dyas, einen Förderplan für das Gasfeld N05-A vorzulegen.

Erdbebenrisiko

Unter Verwendung der Methodik zur Risikoanalyse von induzierten Beben durch Gasförderung (DHAIS, van Eijs et al. , 2004; van Thienen-Visser et al. , 2012; Staatstoezicht op de Mijnen, 2016) wurde eine Analyse der Wahrscheinlichkeit eines Erdbebens durchgeführt. Diese Analyse wurde für das Szenario der maximalen Gasproduktion durchgeführt. Die strenge Anwendung von DHAIS zeigt, dass die Wahrscheinlichkeit des Auftretens eines Erdbebens für die Prospekte N05-A, N05-A-Noord und Diamant vernachlässigbar ist und für die Prospekte Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost 19% beträgt. Zusätzliche Informationen aus neuen Bohrungen auf der niederländischen Seite der Grenze und aus bestehenden Bohrungen auf der deutschen Seite der Grenze, die sich auf das Elastizitätsmodul des Reservoirs und des Aushubs konzentrieren, zeigen jedoch, dass die Wahrscheinlichkeit des Auftretens eines Erdbebens für alle Prospekte nach unten auf vernachlässigbar angepasst werden kann. (Abbildung 1.1).

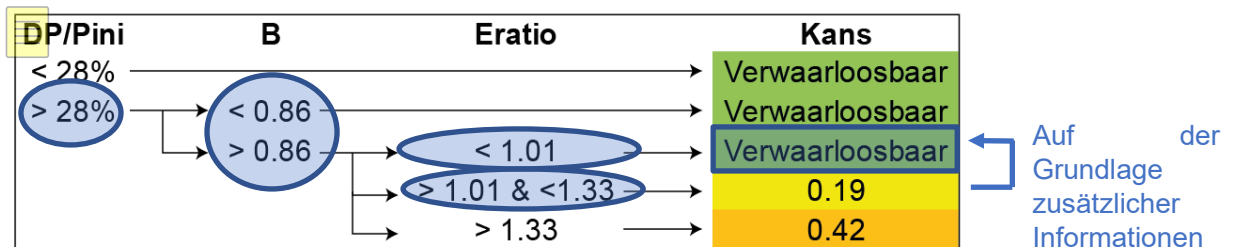


Abbildung 1.1 Zusammenfassung der Erdbebenrisikoanalyse.

Bodensenkungsprognose

Es wurde eine Prognose für Oberflächenabsenkung (Meeresboden) für das abbauende Feld N05-A und die umliegenden Prospekte im Szenario der maximalen Gasproduktion am Ende der Förderung erstellt (Abbildung 1.2). Die Absenkung wurde modelliert, indem die Absenkung einer Reihe von Kernreservoirs überlagert und dann über die Gesamtoberfläche des Gasfelds verteilt wurde. Die Berechnungen wurden für eine Reihe von Verdichtungskoeffizienten durchgeführt. Basierend auf diesen Berechnungen beträgt die zu erwartende Absenkung bei einem Verdichtungskoeffizienten von 0,035 GPa⁻¹ im Zentrum der Senkung 1,6 cm für das Gasfeld N05-A einzeln und 2,6 cm einschließlich der umliegenden Prospekte im Szenario der maximalen Gasproduktion am Ende der Förderung.

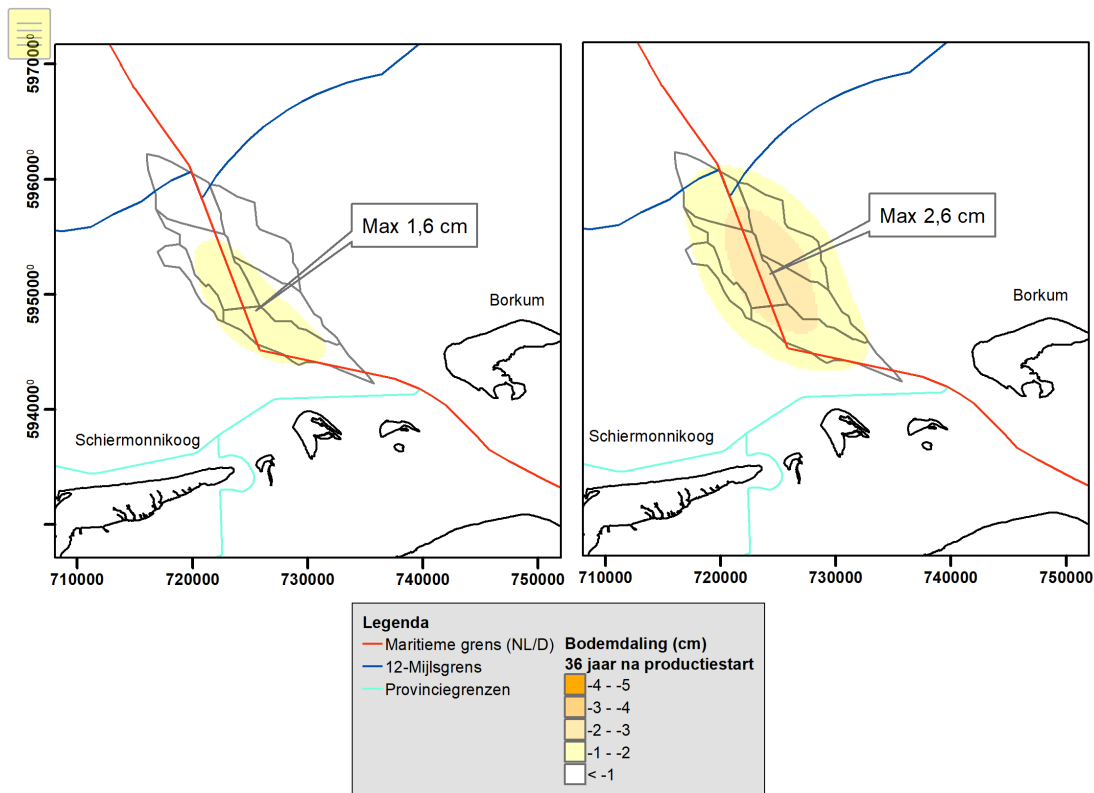


Abbildung 1.2 Bodensenkungen (in cm) für das Gasfeld N05-A und umliegende Prospekte, Zeitpunkt = Ende der Förderung mit maximalem Gasförderungsszenario für den wahrscheinlichsten Verdichtungskoeffizienten aus Laboranalysen an Gesteinsproben von 0,035 GPa-1. Links: erwartete Landabsenkung für N05-A separat. Rechts: Erwartete Absenkung unter der Annahme, dass alle Schächte gasführend sind und gleichzeitig aus allen Schächten gefördert wird.

2 Einführung

2.1 Motiv und zugrundeliegende Frage

ONE-Dyas untersucht das Gasfeld N05-A und die umliegenden Prospekte auf Gasförderung (Abbildung 2.1). Im Zusammenhang mit dem Produktionsplan ist es wichtig, einen guten Einblick in die möglichen Auswirkungen der Gasproduktion auf die Umgebung des Gasfeldes und die umliegenden Prospekte zu haben. Dieser Bericht befasst sich mit dem Screening des Erdbebenrisikos und der Prognose der durch die Gasförderung verursachten Absenkungen.

Diese Studie bezüglich der Senkungen und der damit verbundenen seismischen Aktivität verwendet eine Schätzung für das Szenario der maximalen Gasproduktion. Dieses Szenario basiert auf den folgenden Annahmen:

- Das Vorhandensein von Gas wird in N05-A und allen umliegenden Prospekte angenommen, die vom Standort der Plattform N05-A aus angezapft werden können.
- Die Menge des vorhandenen Gases und die Eigenschaften der Lagerstätte in N05-A und den umliegenden Prospekte wurden so gewählt, dass eine maximale Schätzung der Abbau der Vorkommen verwendet wird. Dieses Szenario hat eine geringe Eintretenswahrscheinlichkeit. Es ist wahrscheinlicher, dass die Parameter so beschaffen sind, dass die tatsächlichen Werte für Senkungen und seismische Aktivität (deutlich) niedriger sind.
- Das Abbauszenario für die Studie wird für einen Zeitrahmen von 37 Jahren modelliert. Die technische maximale Förderdauer der Bohrungen im Szenario beträgt etwa 33 Jahre, basierend auf einem Oberflächendruck von 10 bar am Bohrlochkopf.
- Bei der Modellierung wurde davon ausgegangen, dass das potenzielle Reservoir in der Smaragd-Struktur südlich von N05-A wasserführend ist und über den Aquifer mit N05-A verbunden ist. Daher schätzt die Modellierungsstudie den maximal möglichen Druckabfall in dieser Struktur aufgrund der Gasproduktion im Gasfeld N05-A. Erkundungsbohrungen in der Smaragd-Struktur sind vom geplanten Plattformstandort für die Erschließung des Gasfeldes N05-A aus nicht möglich und sind daher nicht Teil dieses Projektes.

Die Abbaugenehmigung für N04-N05-N08 wurde am 24. Juli 2019 erteilt und hat eine Laufzeit von 30 Jahren. Um die Auswirkung von Absenkungen bestmöglich zu simulieren, ist der modellierte Förderzeitraum länger als die Laufzeit dieser Fördergenehmigung. Der erwartete Abbaustopp wird vor dem Ende der Abbaugenehmigung liegen.

Deltares hat bereits früher Studien zum Absenkungs- und Erdbebenrisiko in einer Konzession von ONE-Dyas durchgeführt (de Lange & Luger, 2012; de Lange et al., 2013; de Lange & Creusen, 2017). Die gleiche Methodik wurde in der aktuellen Studie verwendet. Die geophysikalischen und geomechanischen Eigenschaften der geologischen Einheiten wurden teilweise von nlog.nl (VELMOD 3.1 von TNO, 2017) bezogen und teilweise vom Auftraggeber bereitgestellt.

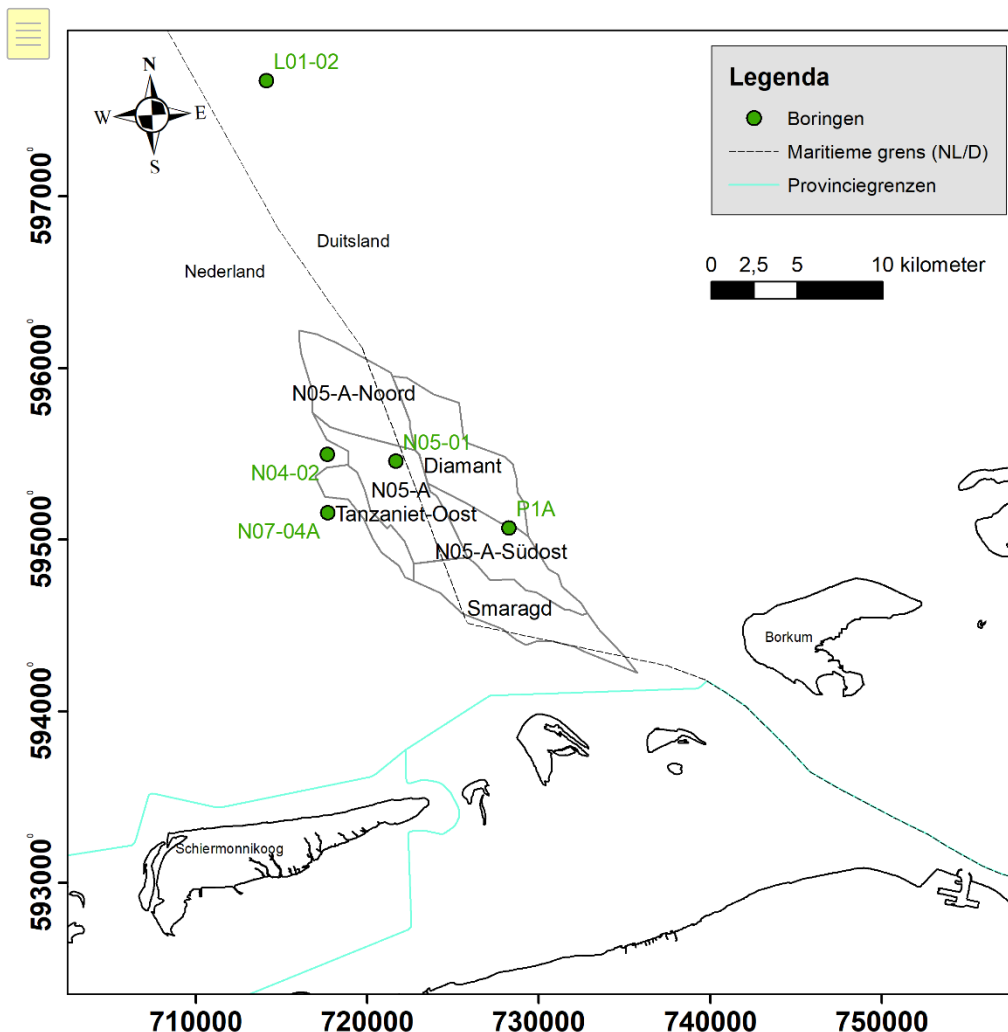


Abbildung 2.1 Lage des Gasfeldes N05-A und der umliegenden Prospekte. Die Wassertiefe in diesem Gebiet variiert von 20 bis 25 m.

2.2 Verfahren

2.2.1 Erdbebenrisiko

Aus den Daten aller produzierenden Gasfelder in den Niederlanden hat TNO Verbindungen zwischen den Eigenschaften des Untergrunds, der Fördermethode und den Druckänderungen und dem Auftreten von Beben aufgestellt (van Eijs et al., 2004; van Thienen-Visser et al., 2012). Die Methodik aus diesen Berichten wurde in die Methodik zur Risikoanalyse von induzierten Beben aus der Gasförderung übernommen (SSM, 2016). In diesem Bericht wird diese Methodik als DHAS (Deterministische Gefahrenanalyse für induzierte Seismizität) bezeichnet.

Die Vorhersage der Auswirkungen von Erdbeben erfolgt in einigen Schritten. Ausgehend von bestimmten Merkmalen eines Öl- oder Gasvorkommens wird die Wahrscheinlichkeit bestimmt, dass ein Beben zu irgendeinem Zeitpunkt während der Förderung des Vorkommens auftritt. Dies geschieht mit Hilfe der Tabelle in Tabelle 2.1. Aus dieser Tabelle kann geschlossen werden, dass zunächst der relative Druckabfall DP/P_{ini} berücksichtigt werden muss. Liegt

dieser unter dem Schwellenwert von 28 %, ist die Wahrscheinlichkeit eines Erdbebens vernachlässigbar. Wenn der relative Druckabfall größer als 28 % ist, dann muss die Bruchdicke B berücksichtigt werden. Je nach Wert für B ist die Analyse abgeschlossen ($B < 0,86$) und die Wahrscheinlichkeit eines Erdbebens ist vernachlässigbar, oder der nächste Parameter (Verhältnis; relative Steifigkeit des überlagernden Gesteins zum Reservoirgestein) sollte berücksichtigt werden. Je nach Wert für das Verhältnis ist die Erdbebenwahrscheinlichkeit vernachlässigbar, gleich 19 % oder gleich 42 %.

Tabelle 2.1 Erdbebenwahrscheinlichkeit nach der DHAIS-Methode.

DP/Pini	B	Eratio	Kans
< 28%			Verwaarloosbaar
> 28%	< 0.86		Verwaarloosbaar
	> 0.86	< 1.01	Verwaarloosbaar
		> 1.01 & < 1.33	0.19
		> 1.33	0.42

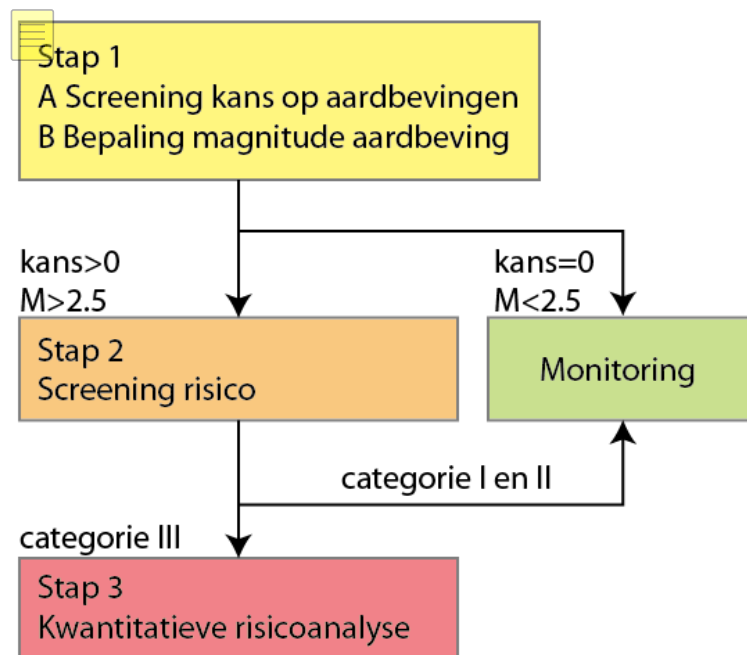


Abbildung 2.2 DHAIS-Methode.

Die Entscheidungsstruktur in Bezug auf die seismische Risikoanalyse ist in Abbildung 2.2 dargestellt. In Schritt 1A und 1B wird ein Screening für die Erdbebenwahrscheinlichkeit durchgeführt (gemäß Tabelle 2.1) und die potenzielle maximale Magnitude bestimmt. Dies ist die Stärke eines Erdbebens, wenn die gesamte aufgestaute Energie auf einmal freigesetzt würde. Basierend auf einer Schätzung der möglichen maximalen Größe wurde das Gasfeld einer Kategorie (I, II oder III) zugeordnet. In Kategorie I ist die Überwachung mit dem aktuellen Geophon- und Beschleunigungsmessernetz des KNMI ausreichend. Die "Methodik zur Risikoanalyse von induzierten Beben durch Gasförderung" (SSM, 2016) gibt an, welche Untersuchungspflichten, Managementmaßnahmen und Forschungspflichten mit den anderen

beiden Kategorien (II und III) verbunden sind. Die Kategorie hat also Auswirkungen darauf, welche Folgeschritte für den Abbauplan und die Förderung erforderlich sind.

Die Ableitung der Erdbebenrisiken für das Gasfeld N05-A und die umliegenden Prospekte ist in Kapitel 4 beschrieben.

2.2.2 Prognose der Absenkung

Die Prognose für die durch die Gasförderung verursachten Bodenabsenkungen basiert auf dem Zusammenhang zwischen dem abnehmenden Porendruck im abnehmenden Speichergestein und der daraus resultierenden Verdichtung dieses Gesteins. Die Volumenverringering führt zu einem Senkungsbecken an der Oberfläche.

Die Prognose der Bodensenkungen basiert auf dem Szenario der maximalen Gasproduktion, beschrieben in § 2.1. Die Abbaugenehmigung für N04-N05-N08 wurde am 24. Juli 2019 erteilt und hat eine Laufzeit von 30 Jahren. Um die Auswirkung von Absenkungen so gut wie möglich zu simulieren, ist der modellierte Produktionszeitraum länger als die Dauer dieser Abbaugenehmigung. Der erwartete Produktionsstopp wird vor dem Ende der Abbaugenehmigung liegen.

Die Berechnung des Senkungsbeckens für das Gasfeld N05-A und die umliegenden Prospekte wird in Kapitel 5 beschrieben.

3 Daten

3.1 Allgemein

Zur Abschätzung der gebirgsmechanischen Parameter wie Elastizitätsmodul, Poisson's ratio ν , Biot-Koeffizient α und Verdichtungskoeffizient C_m am Standort der Lagerstätte und des Reservoirs stehen hauptsächlich zwei Quellen zur Verfügung:

1. Mehrere Bohrungen in der Region, die Bohrlochmessungen und Routinekernanalysen beinhalteten. Diese liefern die *in situ* gemessenen Werte z. B. die der Dichte und der seismischen Geschwindigkeiten V_P und V_S . Aus diesen Parametern können die erforderlichen gebirgsmechanischen Parameter abgeleitet werden.
2. Gebirgsmechanische Parameter wurden im Labor gemessen, indem Tests unter bestimmten Druckbedingungen an Proben aus Bohrkernen durchgeführt wurden. Das Gestein wurde aus einer großen Tiefe an die Oberfläche gebracht und umfasst ein kleines Volumen des Reservoirs.

Diese beiden Quellen zusammen ermöglichen es, eine Reihe von gebirgsmechanischen Parametern zu definieren.

3.2 Aus akustischen Bohrlochmessungen und Routinekernanalysen

Zu Beginn der Untersuchung waren Bohrlochmessungen der Bohrungen im Untersuchungsgebiet (N05-01-S1) und Porositätsmessungen aus Routinekernanalysen der nahegelegenen Bohrung N04-02 (über NLOG.nl) verfügbar. Zusätzliche Bohrlochmessungen von N05-01-S3, N07-04A und von einer deutschen Senkung P1A wurden zusätzlich während der Studie verfügbar. Die Daten aus diesen letzten vier Brunnen wurden verwendet, um die Bandbreite der C_m -Werte abzuleiten. Außerdem wurde die Bandbreite der gemessenen und kalibrierten Verdichtungskoeffizienten der Ameland-Felder, die in der Dokumentation der Produktionspläne auf NLOG.nl veröffentlicht wurden, in die Daten aufgenommen.

Um C_m aus den Bohrlochmessungen zu berechnen, wurden die folgenden Formeln verwendet. Das dynamische Elastizitätsmodul (E_{dyn}) kann mit Hilfe von Eissa & Kazi (1988) berechnet werden:

$$E_{dyn}(GPa) = 1 \cdot 10^{-9} \cdot \left[\frac{\rho V_s^2 (3V_p^2 - 4V_s^2)}{V_p^2 - V_s^2} \right] \quad (1)$$

mit der Dichte ρ in kg/m³ und den seismischen Geschwindigkeiten V_p und V_s in m/s. Das statische Elastizitätsmodul (E_{stat}) wurde aus E_{dyn} nach Eissa & Kazi (1988) berechnet:

$$E_{stat}(GPa) = 0,74 \cdot E_{dyn}(GPa) - 0,82 \quad (2)$$

Dann kann der Verdichtungskoeffizient unter Verwendung von E gemäß berechnet werden:

$$C_m = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{E(1-\nu)} \quad (3)$$

wobei ν die Poisson's ratio ist.

Der kleinste Wert für den Verdichtungskoeffizienten basierend auf akustischen und Dichte-Bohrlochmessungen für das Reservoir Rotliegend wurde aus dem dynamischen Elastizitätsmodul E_{dyn} abgeleitet. Für jedes Bohrloch wurde der Durchschnittswert für E_{dyn} für das Reservoir berechnet, indem die E_{dyn} -Werte gemäß Formel (1) über das Tiefenintervall des Reservoirs gemittelt wurden. Dann wurde der durchschnittliche E_{dyn} der vier Bohrungen berechnet und mit Formel (3) in C_m umgerechnet. Die C_m Ausgehend von E_{dyn} ist gleich 0,021 GPa⁻¹.

Der größte Wert für den Verdichtungskoeffizienten ist der Wert, der auf der Beziehung zur Porosität aus der Routinekernanalyse basiert. Unter Verwendung dieser Methodik beträgt der C_m 0,054 GPa⁻¹ für Bohrung N04-02 und 0,046 GPa⁻¹ für Bohrung N05-01-S1. Wir haben in dieser Studie den C_m von N04-02 als maximalen Verdichtungskoeffizienten für den Bereich verwendet.

Schließlich wurde ein Mittelwert aus dem statischen Elastizitätsmodul E_{stat} abgeleitet, der mit Formel (2) aus E_{dyn} umgerechnet wurde. Der mit Formel (3) und E_{stat} ermittelte Medianwert für C_m ist gleich 0,029 GPa⁻¹. Die Spannweite der Verdichtungskoeffizienten für das Rotliegend-Reservoir des Gasfeldes N05-A und der umliegenden Prospekte aus den akustischen und Dichte-Bohrlochmessungen ist in Tabelle 3.1 dargestellt.

Tabelle 3.1 Zusammenfassung der Verdichtungskoeffizienten, die in den Berechnungen basierend auf den Bohrlochmessungen und der Routinekernanalyse verwendet wurden.

Quelle	Durchschnitt der Bohrlochmessungen N05-01-S1, N05-01-S3, N07-04A und P1A	Durchschnitt der Bohrlochmessungen N05-01-S1, N05-01-S3, N07-04A und P1A	Routine-Kernanalyse von N04-02
Ausgangsmenge	E_{dyn}	E_{stat}	Porositätsdaten
C_m [GPa⁻¹]	0,021	0,029	0,054

3.3 Aus der gebirgsmechanischen Forschung

3.3.1 Methodik zur Bestimmung der felsmechanischen Eigenschaften

Um die Verdichtung des Reservoirs bei einem festen Druckabfall abzuschätzen, gilt die Formel (Fjaer, 2008):

$$\frac{\Delta h}{h} = C_m \alpha \Delta p_f \quad (4)$$

mit Δh die Änderung der Reservoirdicke, h die Reservoirdicke, α der Biot-Koeffizient, C_m der Verdichtungskoeffizient und Δp_f die Änderung des Porendrucks. Nur ein Teil des Druckabfalls spiegelt sich in der Verdichtung des Gesteins wider. Dieser Effekt wird durch den Biot-Koeffizienten α beschrieben. Ist $\alpha = 1$, dann wird die gesamte Druckreduzierung in eine Verdichtung des Gesteins umgewandelt. Ein niedrigeres α führt zu einer geringeren Verdichtung bei gleichem Druckabfall. Bei konstantem Druckabfall und konstanter Reservoirdicke ist die Absenkung also abhängig von der kombinierten Wirkung von C_m und α .

Neben der Abschätzung des Verdichtungskoeffizienten aus akustischen und Dichte-Bohrlochmessungen (Abschnitt 3.2) können relevante Parameter auch durch Labormessungen an Proben aus Bohrlöchern in der Tiefe, sogenannten Pfropfen, ermittelt werden. Es gibt verschiedene Möglichkeiten zur Messung und Ableitung der Gesteinsparameter. In einem Standardansatz kann der Verdichtungskoeffizient aus Laborergebnissen nach Formel (3) berechnet werden.

Der Biot-Koeffizient α kann auch aus Laborversuchen bestimmt werden. Dies ist jedoch ein schwierig zu bestimmender Parameter mit einer großen Unsicherheit. C_m kann auch im Labor gemessen werden. Zusammen geben α und C_m dann das Ausmaß an, in dem sich die Druckreduzierung im Reservoir in Bodensenkungen niederschlägt (Formel 1). Die kombinierte Wirkung von α und C_m kann auch *direkt im* Labor gemessen werden als die Schüttgutkompressibilität bei konstantem hydrostatischem Druck C_{bp} (Hettema & de Pater, 1998). Die Beziehung zwischen den verschiedenen Parametern ist:

$$\alpha C_m = \alpha C_{bc} ust = C_{bp} ust \quad (5)$$

wobei C_{bp} die Schüttgutkompressibilität bei konstantem hydrostatischem Druck ist, C_{bc} die Schüttgutkompressibilität bei konstantem Porendruck und mit ust (uniaxiale Verformung), definiert als:

$$ust = \frac{1+\nu}{3(1-\nu)} \quad (6)$$

Es ist vorzuziehen, das Produkt aus C_m und α direkt aus den Labortests zu bestimmen. Dann wird der Einfluss von Gesamtspannung und Porendruck auf die Kompressibilität direkt gemessen (Hettema & de Pater, 1998).

3.3.2 Gesteinsprobenanalyse Bohrung N05-01-S1

Gesteinsproben aus zwei Ebenen innerhalb des Reservoirs wurden entnommen und im Labor vom Gesteinslabor Dr. Eberhard Jahns in Deutschland untersucht (Dietl, 2019). Pfropfen PS02 ist repräsentativ für 5 % des Reservoirs (mit relativ hoher Porosität) und Pfropfen PS04 ist repräsentativ für 95 % des Reservoirs (mit mittlerer Porosität). Es wurden vier Proben pro Stopfen analysiert. Um den Parameter für das Reservoir zu bestimmen, wurde ein Mittelwert pro Stopfen und anschließend der gewichtete Mittelwert berechnet, wobei 5% und 95% als Gewichte verwendet wurden. Die beiden relevanten Tabellen aus dem Bericht (Dietl, 2019) sind in Anhang A enthalten.

Unter Verwendung der Werte für C_{bp} und ν in den Tabellen 5 und 6 von (Dietl, 2019), Gewichten von 5% und 95% für PS02 und PS04 und Formeln (3) und (4), der Wert für αC_m aus den Stopfen beträgt $0,035 \text{ GPa}^{-1}$. Dies kann als "effektiver Verdichtungskoeffizient" betrachtet werden. Der Wert liegt nahe an den aus den akustischen und Dichte-Bohrlochmessungen ermittelten Werten (Tabelle 3.1).

Um den kombinierten Effekt von αC_m in der Einheitsbodensenkungssumme wird ein effektives Elastizitätsmodul E^* angenommen, der hieraus ableitet:

$$E^* = \frac{3(1-2\nu)}{C_{bp}} \quad (7)$$

Dieses effektive E^* ist nicht gleich dem tatsächlichen Elastizitätsmodul des Materials, sondern ein rechnerischer Wert, um den Biot-Effekt in die Summe der Bodensenkungen einfließen zu lassen. Die aus den Steckern abgeleiteten Parameter sind in der Tabelle 3.2 dargestellt.

Tabelle 3.2 Relevante Parameter für die Einheit Bodensenkungssumme basierend auf den Ergebnissen der Felsuntersuchung an den Ppropfen.

Parameter		Wert	Hinweis
ν	Poissonsche Zahl	0,083	Gewichteter Durchschnitt aus Labortests
u_{st}		0,395	Berechnet mit (6) und gewichtetem Durchschnitt
C_{bp}	Volumenkompressibilität bei konstantem hydrostatischem Druck (1/GPa)	0,088	Gewichteter Durchschnitt aus Labortests
E^*	Effektives Elastizitätsmodul (GPa)	28,5	Erforderlich für die Software für die Einheitsbodensenkungssumme (Plaxis), berechnet mit (7)
αC_m	Effektiver Verdichtungskoeffizient (1/GPa)	0,035	Berechnet aus im Labor gemessenem C_{bp}

3.4 Parameter für die Analyse

Für die verschiedenen Quellen (Bohrlochmessungen, Routinekernanalyse, geomechanische Kernanalyse) haben wir die Verdichtung mit Hilfe von Formel (4) abgeschätzt, basierend auf einer durchschnittlichen Dicke von 28 m und einem durchschnittlichen Druckabfall von 320 bar. Die Ergebnisse sind in der Tabelle 3.3 dargestellt. Die Schätzung der Verdichtung im Reservoir auf der Grundlage der akustischen und Dichte-Bohrlochmessungen reicht von 1,9 bis 4,8 cm und auf der Grundlage der Plug-Daten von 3,1 cm.

Tabelle 3.3 Parameter für die Bodensenkungssumme basierend auf akustischen und Dichte-Bohrlochmessungen nach den Formeln (1) - (3) und basierend auf den Ppropfen, unter der Annahme eines Druckabfalls von 320 bar und einer Reservoirstärke von 28 m. Die kursiv gesetzten Werte sind Eingaben für die Einheitsbodensenkungssumme (Software Plaxis).

Parameter		Bohrlochmessungen und Routinekernanalyse			Stecker (Effektivwerte)
E	Elastizitätsmodul (GPa)	41,9	29,9	16 ¹⁾	$E^* = 28,5$
ν	Poissonsche Zahl	0,22	0,22	0,22	0,084
α	Biotscher Koeffizient	1 ²⁾	1 ²⁾	1 ²⁾	-
C_m	Verdichtungskoeffizient (1/GPa)	0,021	0,029	0,054	$C_m \alpha = 0,035$ ³⁾
Δh	Tropfen (Zentimeter)	1,9	2,6	4,8	3,1

1) Berechnet aus C_m und ν mit Formel (3)

2) Konservative Annahme

3) Effektiver Verdichtungskoeffizient berechnet nach der Methode von Marc Hettema (Hettema & de Pater, 1998)

Die Werte des Elastizitätsmoduls gehören zum Bereich der gewählten Verdichtungskoeffizienten und der Poissonzahl. Dieser Parametersatz wird in der Einheit Setzungssumme (Plaxis, www.plaxis.com) zur Berechnung der zugehörigen Setzungen verwendet.

4 Seismische Risikoanalyse

4.1 Einführung

Die Erdgasförderung führt zu Belastungsveränderungen im Boden. Bei ausreichend großen Spannungsänderungen werden die Spannungen so groß, dass lokale Bewegungen entlang von Bruchflächen auftreten können. Spannungsänderungen können durch Druckabfall im Gasfeld verursacht werden, was zu einer Verdichtung des Reservoirgesteins führt. Brüche, die sich aufgrund der inneren Steifigkeit des Gesteins nicht bewegen, können irgendwann über den Widerstand hinaus belastet werden, wodurch sich der Bruch wieder bewegt. Geschieht dies plötzlich und ruckartig, kommt es zu Druck- und Scherspannungswellen, die bis zum Boden wandern. Diese verursachen Schwingungen an der Oberfläche, die als Erdbeben wahrgenommen werden. Da bei Gasfeldern der menschliche Eingriff die Ursache ist, spricht man von induzierter Seismizität. Die daraus resultierenden Schwingungen an der Oberfläche sind für den Menschen spürbar und können zu Schäden an Bauwerken, Gebäuden und Inventar sowie zu Bodenverformungen führen.

Um das Erdbebenrisiko für den Abbauplan abzuschätzen, wurden Berechnungen anhand des Flussdiagramms aus der DHAIS-Methodik durchgeführt. Das Flussdiagramm in dieser Methodik besteht aus drei Schritten (Abbildung 4.1). Zunächst wird eine erste Bewertung, das sogenannte "Screening", durchgeführt, um festzustellen, ob weitere Untersuchungen erforderlich sind. Für Felder, die nach diesen Berechnungen eine vernachlässigbare Chance haben, 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 KNMI-Netzwerk ist ausreichend. Für Felder, die das erste Screening nicht erfüllen, wird der zweite Schritt der Analyse durchgeführt. Dadurch wird die Risikokategorie bestimmt. Bei den Kategorien I und II ist nur eine Überwachung erforderlich. Im Falle der Kategorie III muss eine quantitative Risikoanalyse durchgeführt werden.

Die Analyse nach DHAIS wurde auf den gasführenden Teil des Reservoirs bezogen, wie in Abbildung 4.2 dargestellt.

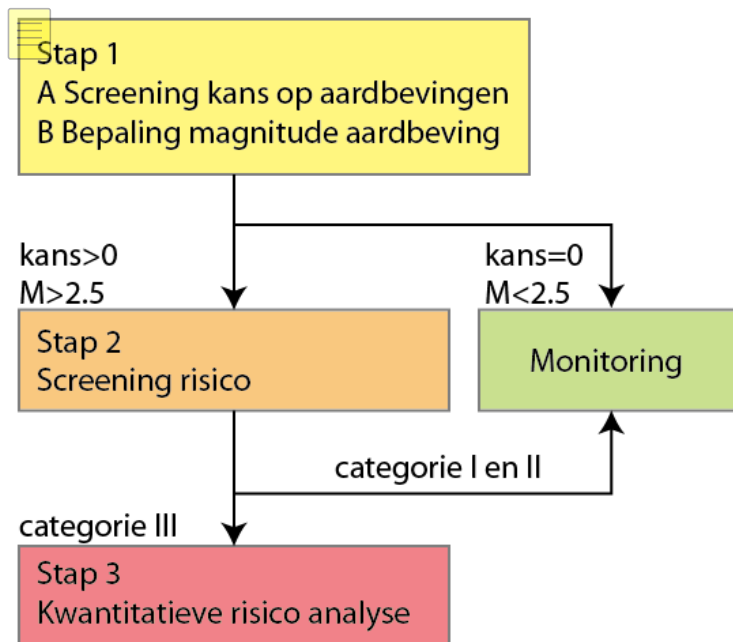


Abbildung 4.1 Entscheidungsstruktur für die seismische Risikoanalyse nach der DHAS-Methode.

4.2 Brüche und Stratigraphie

Das Reservoir befindet sich in der Rotliegend-Gruppe (Slochteren Fm) in einer Tiefe zwischen 3700 und 4100 m. Klüfte unterteilen diese Formation in mehrere Blöcke (Abbildung 4.2). Das Rotliegend ist unterteilt in das Reservoir mit der darüber liegenden Silverpit-Formation. Der geologische Schnitt WZW-ONO des Gebietes (Abbildung 4.3) zeigt große laterale Unterschiede in der Stärke der Zechstein Gruppe und der North Übergruppe. Die Abbildung 4.4 gibt einen Überblick über die Brüche in N05-A und im Schürfgebiet.

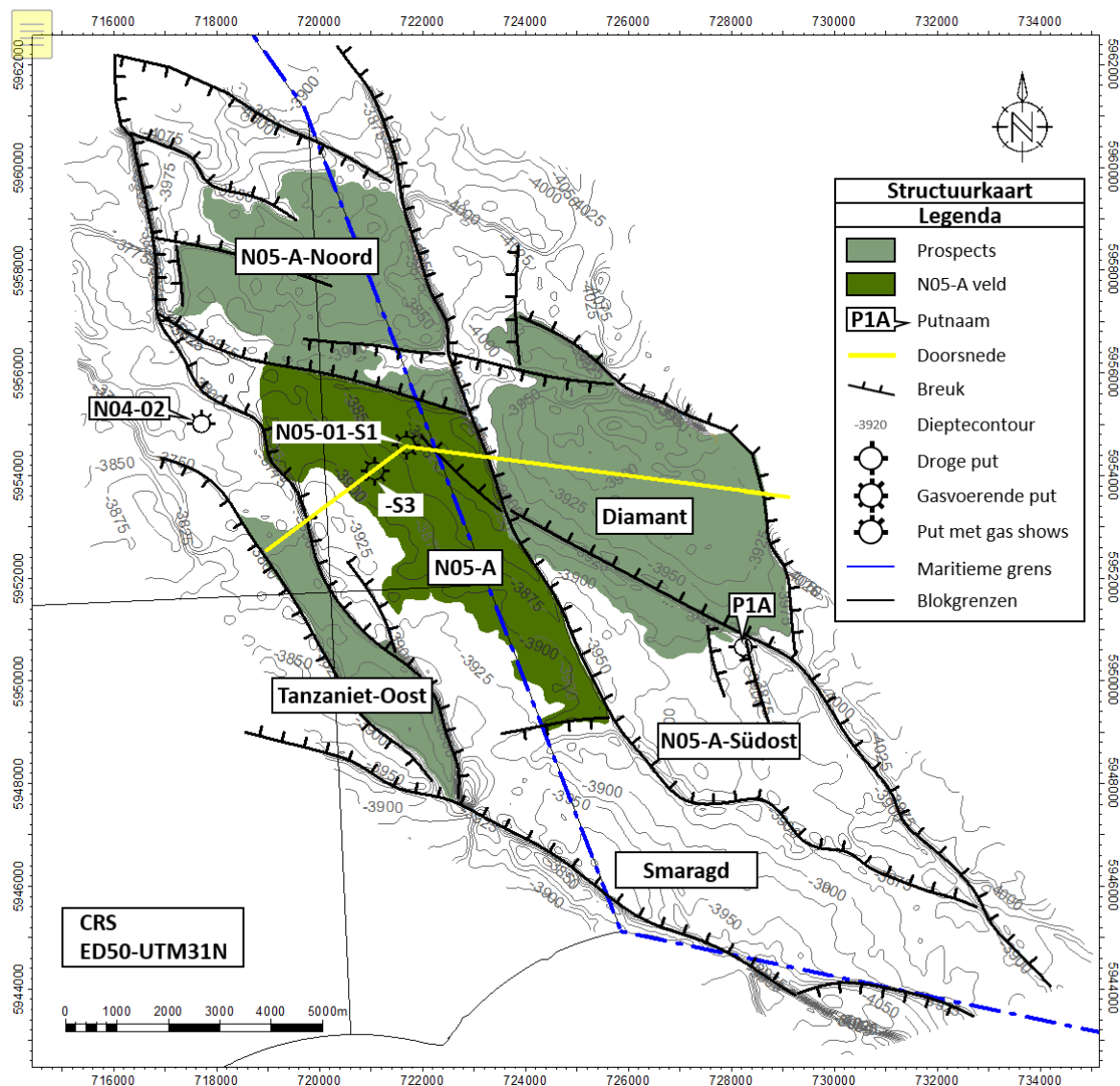


Abbildung 4.2 Tiefenkarte des oberen Teils des Reservoirs des N05-A-Vorkommens und der vier umliegenden Prospekte, die in grün den gasführenden Teil der Vorkommens und die Lage des Querschnitts zeigt. Quelle: ONE-Dyas.

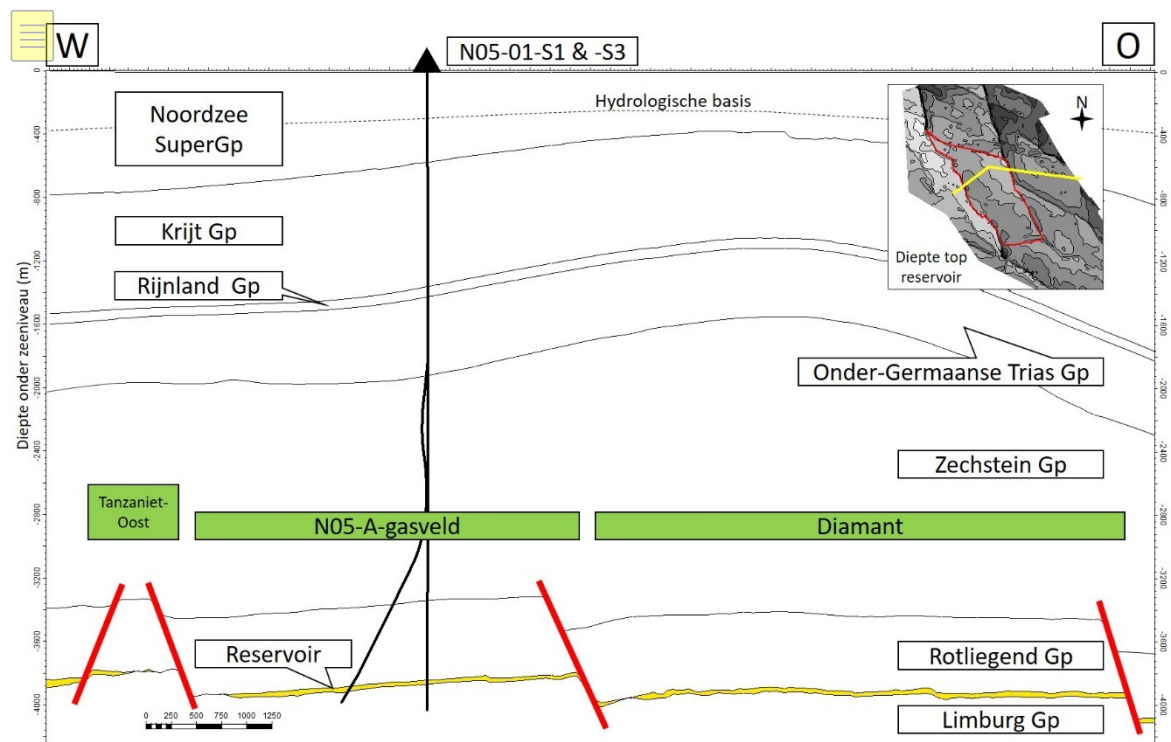


Abbildung 4.3 Geologischer Querschnitt durch das Gebiet (Quelle: ONE-Dyas). Die Lage des Querschnitts ist in der Beilage und in Abbildung 4.2 dargestellt.

Alle Prospekte in diesem Gebiet sind von Brüchen umgeben (Abbildung 4.4). Die Reservoirs in den Prospekten sind als gas- und wasserführend modelliert, mit Ausnahme von Smaragd (nur Wasser). Der Gas-Wasser-Kontakt (GWC) wird von ONE-Dyas bei -3910 m im Gasfeld N05-A und im Schürfgelände N05-A-Südost, bei -3920 m in N05-A-Noord, bei -3840 m in Tanzaniet-Oost und bei -3975 m in Diamant postuliert.

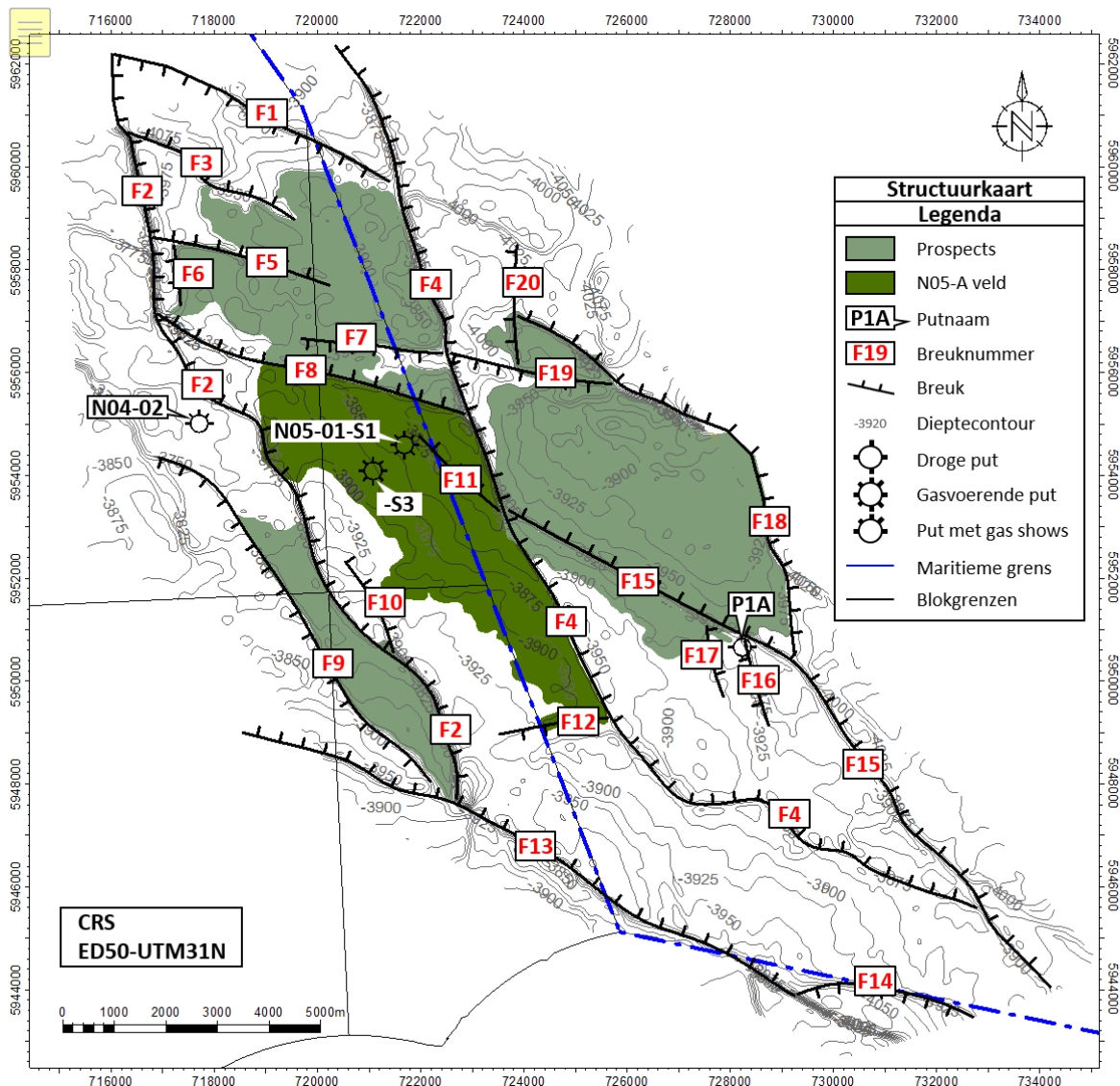


Abbildung 4.4 Übersicht der Brüche mit Bruchnummern im Untersuchungsgebiet. Quelle: ONE-Dyas.

4.3 Schritt 1A: Screening der Erdbebenwahrscheinlichkeit

Diese erste Bewertung der Erdbebenwahrscheinlichkeit wurde mit DHAIS durchgeführt. Anhand von drei darin festgelegten Kriterien für den relativen Druckabfall und die relative Steifigkeit kann die Erschütterungswahrscheinlichkeit abgeschätzt werden (Tabelle 4.1). Diese Kriterien sind wie folgt:

- Relativer Druckabfall (DP/P_{ini})
- Relative Bruchdichte ($B = \text{Bruchfläche}^{3/2} / \text{Brutto-Gesteinsvolumen}$)
- Relative Steifigkeit ($E\text{-Verhältnis} = E_{\text{overburden}} / E_{\text{reservoir}}$)

Tabelle 4.1 Erdbebenwahrscheinlichkeit nach der DHAIS-Methode.

DP/P _{ini}	B	Eratio	Kans
< 28%			Verwaarloosbaar
> 28%	< 0.86		Verwaarloosbaar
	> 0.86	< 1.01	Verwaarloosbaar
		> 1.01 & < 1.33	0.19
		> 1.33	0.42

4.4 (i) Relativer Druckabfall

Der durchschnittliche Druck am Anfang (P_{ini}) und der durchschnittliche Druck am Ende der Depletion werden verwendet, um den relativen Druckabfall als DP/P_{ini} zu berechnen (DP = durchschnittlicher Druck am Anfang der Depletion minus durchschnittlicher Druck am Ende der Depletion). Das Ende der Gasförderung aus einer Bohrung wird erwartet, wenn der Gasdruck am oberirdischen Bohrlochkopf unter 10 bar liegt (Tubing Head Pressure) oder wenn zu viel Reservoirwasser vorhanden ist (Liquid Loading und Water Cut). Die Tabelle 4.2 zeigt den Druckabfall und den relativen Druckabfall für alle Prospekte und zeigt, dass DP/P_{ini} für alle Prospekte größer als 0,28 ist. Nach der in Tabelle 4.1 beschriebenen Wahrscheinlichkeitsklassifizierung hängt die Bebenwahrscheinlichkeit von der Bruchdicke und der relativen Steifigkeit ab. Diese wurden in den Abschnitten 4.5 und 4.6 untersucht.

Tabelle 4.2 Zusammenfassung des erwarteten relativen Druckabfalls im Gasfeld N05-A und den umliegenden Prospekte. Überschreitungen des Grenzwertes von 0,28 sind fett dargestellt.

	N05-A	N05-A-Noord	N05-A-Südost	Tanzaniet-Oost	Diamant
P_{ini}	466	468	466	458	471
DP	429	416	211	331	412
DP/P_{ini}	0,92	0,89	0,45	0,72	0,87

4.5 (ii) Bruchdichte

Die Bruchdichte des Reservoirs B ist bei der DHAIS-Methode definiert als:

$$B = \frac{\text{Bruchbereich}^{3/2}}{\text{Brutto-Gesteinsvolumen}} = \frac{l_b^{3/2} h^{3/2}}{Ah} \quad (8)$$

wobei: h der Minimalwert der maximalen Stärke der Gassäule des Vorkommens und die mittlere Stärke des gasführenden Reservoirs ist
 l_b = Gesamtbruchlänge der Intra-Reservoir-Brüche und Randbrüche des Vorkommens innerhalb der GWC-Kontur
A= die Fläche des Vorkommens [m²] innerhalb der GWC-Kontur.

Sowohl für die Bruchfläche als auch für das Brutto-Gesteinsvolumen wurde der gasführende Teil des Reservoirs angenommen. Die Bruchlängen, die Fläche des Gas-Wasser-Kontakts, die maximale Höhe der Gassäule und die durchschnittliche Dicke des Reservoirs wurden in GIS-Karten gemessen. Diese GIS-Karten entsprechen den Karten im Extraktionsplan. Die Bruchlängen der einzelnen Brüche sind in der Tabelle 4.3 aufgeführt.

Basierend auf Formel (8) wurde die Bruchdichte B für das Gasfeld N05-A und die umliegenden Prospekte berechnet (Tabelle 4.4 und Abbildung 4.5). Der Grenzwert von 0,86 wird für Tanzaniet-Oost und für N05-A-Südost überschritten.

Tabelle 4.3 Übersicht der Bruchlängen für N05-A und umliegende Prospekte

Ausblick	Fraktur	Bruchlänge [km]
N05-A-Noord Gesamtlänge der Pause = 16,85	F1	0
	F2	0
	F3	1,6
	F4	4,1
	F5	3,1
	F6	1,15
	F7	2,8
	F8	4,1
Tanzaniet-Oost Gesamtlänge des Bruchs = 12,6	F2	6,1
	F9	6,5
N05-A Gesamtlänge des Bruchs = 16,8	F2	2,3
	F4	6,5
	F8	4,1
	F10	0,5
	F11	2,1
	F12	1,3
N05-A-Südost Gesamtlänge des Bruchs = 6,7 km	F4	1,1
	F15	5,1
	F16	0
	F17	0,5
Diamant Gesamtlänge des Bruchs = 18,3	F4	0,7
	F15	5,2
	F18	9,3
	F19	2,0
	F20	1,1

Tabelle 4.4 Übersicht der Bruchflächen, Volumina und berechneten Bruchdichten für N05-A und die umliegenden Prospekte.

Eigenschaften	N05-A	N05-A-Noord	Tanzaniet-Oost	N05-A-Südost	Diamant
Bruchlänge im GWC (m) (l_b)	1,7E+04	1,7E+04	1,3E+04	6,7E+03	1,8E+04
Bruchfläche (m ²) (h_b)	4,6E+05	4,6E+05	3,7E+05	2,1E+05	5,3E+05
GWC-Fläche (m ²) (A)	1,7E+07	1,5E+07	5,6E+06	2,8E+06	2,0E+07
Brutto-Gesteinsvolumen innerhalb des GWC (m ³) (Ah)	4,73E+08	4,02E+08	1,63E+08	8,52E+07	5,81E+08
Durchschnittliche Dicke des Reservoirs (m) (h)	28	27	29	31	29
Bruchdichte (-) (B)	0,67	0,77	1,38	1,10	0,66
Grenzwert (-)	0,86	0,86	0,86	0,86	0,86

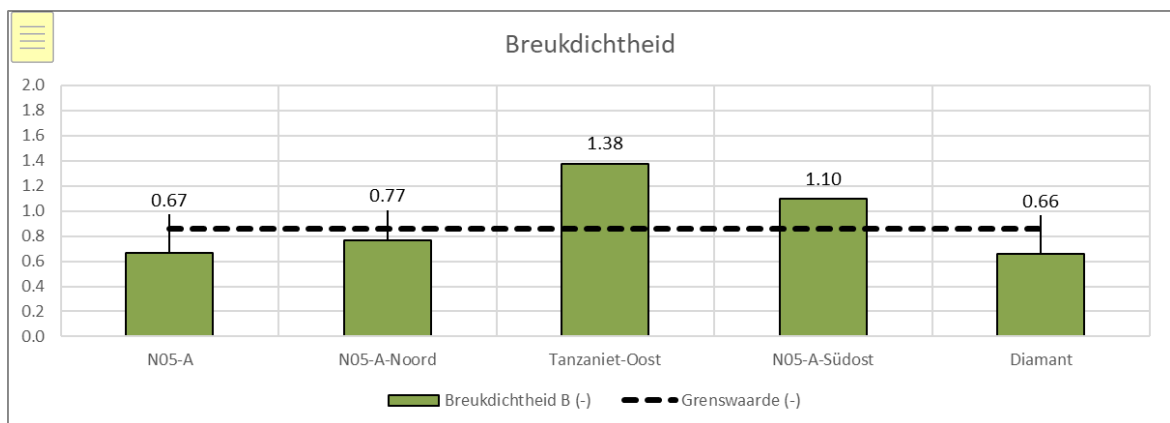


Abbildung 4.5 Bruchdichte B für das Gasfeld N05-A und umliegende Prospekte. Es wird der Grenzwert von 0,86 angezeigt.

4.6 (iii) Relative Steifigkeit

Die gemessene seismische Geschwindigkeit und Schüttdichte in den verschiedenen Bohrungen (Quelle: ONE-Dyas) und die VELMOD-Karten (TNO, Pluymaekers et al., 2017) wurden zur Berechnung der relativen Steifigkeit nach:

$$E_{ratio} = \frac{E_{overburden}}{E_{Reservoir}} \quad (9)$$

wobei $E_{overburden}$ das statische Elastizitätsmodul des Deckgebirges und $E_{Reservoir}$ das statische Elastizitätsmodul des Rotliegend-Reservoirs ist.

4.6.1 DHAIS

Das E-Verhältnis wurde in der ursprünglichen DHAIS-Studie definiert (van Eijs et al., 2004). In dieser Studie wurden die Daten der statischen Eigenschaften pro Schichtpaket gemittelt. So wurde z.B. für das Ten Boer Layer Package (ROCLT), das hauptsächlich aus tonigen Gesteinen besteht, ein Durchschnittswert ermittelt. Das E-Verhältnis für ein Rotliegend (Slochteren)-Reservoir in Kombination mit dem Ten Boer Layer Package Deckgebirge ist nach der Statistik der DHAIS-Methode gleich 1,28. Dieser Wert wird dann in allen Vorkommen verwendet, bei denen das Ten Boer-Schichtpaket als Versiegelung und damit als Deckgebirge angenommen wird. (Abschnitt 2.2.2 von Eijs et al., 2004). Das E-Verhältnis für ein Rotliegend (Slochteren)-Reservoir in Kombination mit dem Ten Boer Layer-Paket Deckgebirge, gemäß der Statistik der DHAIS-Methode, ist gleich 1,28.

Wenn diese Situation angenommen wird, dann zeigt dieses E-Verhältnis eine Bebenwahrscheinlichkeit von 19 % für die Prospekte an, für die die Bruchdicke B größer als 0,86 ist. Die Bruchdicke ist größer als 0,86 für die Prospekte Tanzaniet-Oost und für N05-A-Südost. In dieser Situation schreibt die Vorläufige Richtlinie vor, dass die potenzielle maximale Größe auf der Grundlage der Bruchgeometrie und der Energiebilanz berechnet werden muss.

4.6.2 Zusätzliche Informationen

Im Rahmen der Untersuchungen vor der Erschließung der Prospekte wurden eine Reihe von Bohrungen durchgeführt, bei denen Bohrlochmessungen (Akustik und Dichte) vorgenommen wurden. Seit der Veröffentlichung des ursprünglichen DHAIS wurde auch VELMOD aktualisiert. Daher stehen zwei aktuelle Quellen zusätzlicher Informationen zur Verfügung, um das Elastizitätsmodul am Ort der Prospekte zu schätzen:

- 1 Bohrlochmessungen; Akustik und Dichte
- 2 Über V_p aus dem Modell VELMOD 3.1 (TNO, Pluymaekers et al., 2017. Verfügbar von nlog.nl).

Der Mehrwert von akustischen und Dichte-Bohrlochmessungen ist, dass alle Parameter gemessen werden (V_p , V_s , Dichte). Der Mehrwert von VELMOD besteht darin, dass es Informationen über regionale Variationen liefert, einschließlich Gebieten, für die keine In-situ-Daten vorliegen. Es wurde beschlossen, die geomechanischen Gesteinsdaten in dieser ergänzenden Analyse nicht zu verwenden, da sie nur Informationen über das Reservoir und nicht über das Deckgebirge liefern und somit einen sauberen Vergleich verhindern.

Zusätzliche Bohrinformationen weisen darauf hin, dass der basale Rockliegend-Sandstein am Standort von N05-A und den umliegenden Prospekten von einem dicken Paket aus Silverpit-Tonstein und Zechstein-Salz überdeckt wird (Burgess et al., 2018, Abbildung 4.6). Das Deckgebirge am Standort von N05-A und den umliegenden Prospekten wird als Kombination aus der Silverpit-Formation und der Zechstein-Gruppe definiert. In der DHAIS-Studie wird die Ten Boer-Tonsteinschicht als Deckgebirge verwendet. Die geologische Situation am Standort von N05-A und den umliegenden Prospekten unterscheidet sich daher von der Ausgangssituation im DHAIS. In diesem Abschnitt wurden die zusätzlichen Informationen zur Schätzung des E-Verhältnisses verwendet. Das dynamische und statische E kann mit Hilfe von (Eissa & Kazi, 1988) nach den Formeln (1) und (2) in § 3.2 berechnet werden.

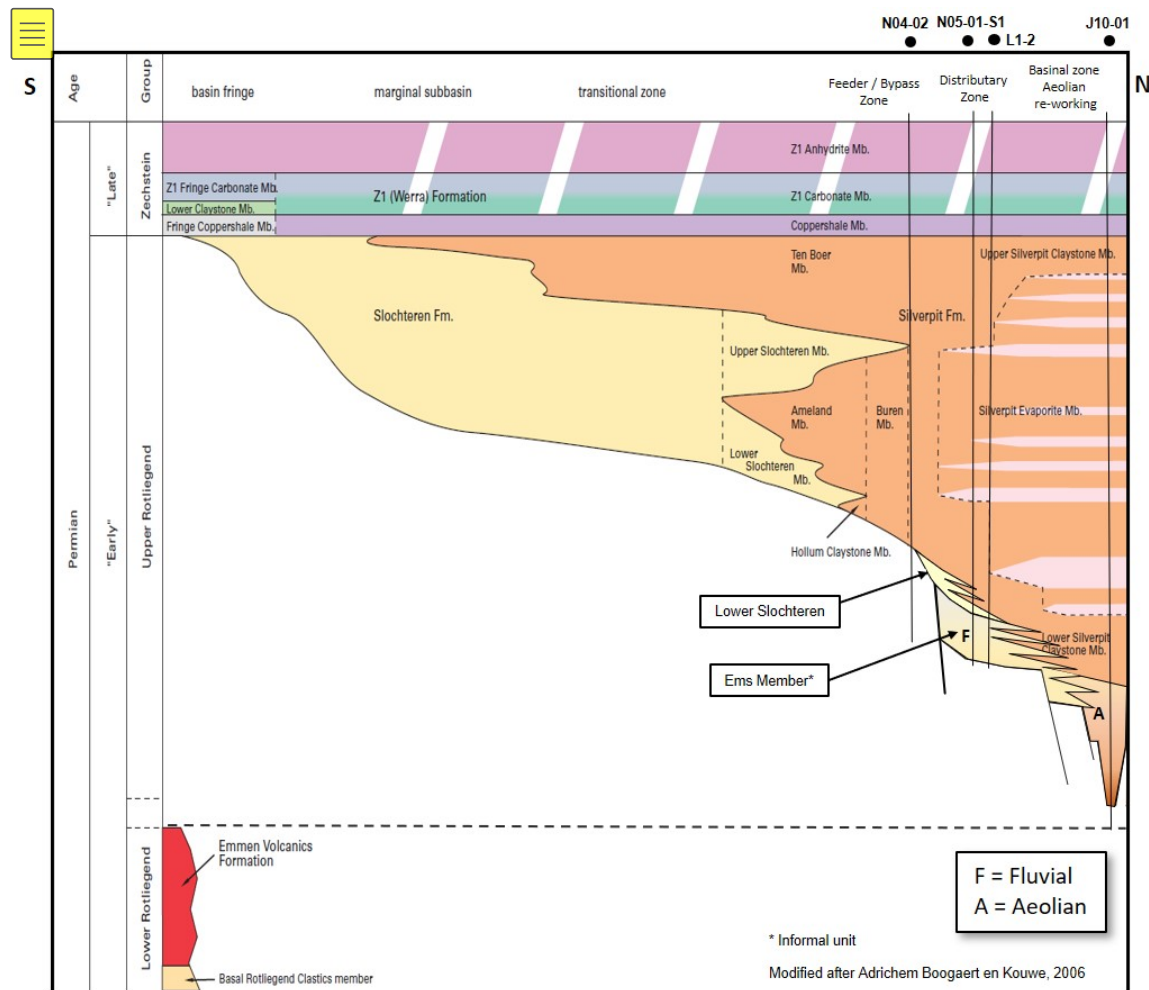


Abbildung 4.6 Chronostratigraphische Darstellung der Formationen auf dem Gelände von N05-A und den umliegenden Prospekte. Die Lage der Bohrungen ist in der Abbildung angegeben. Quelle: Burgess et al. (2018).

Deckgebirge aus akustischen und Dichtigkeits-Bohrlochmessungen

Da die akustischen und Dichte-Bohrlochmessungen-Informationen über das Deckgebirge und über die Lagerstätte liefern, eignet sich diese Datenquelle für den E_{stat} (E-Verhältnis) Vergleich. Die Tabelle 4.5 gibt einen Überblick über die Durchschnittswerte aus den verschiedenen Bohrungen für das Reservoir und für das Deckgebirge (Daten aus den Tiefenintervallen Silverpit und Zechstein). Daraus wurde mit Hilfe der in den Bohrungen vorhandenen Schall- und Dichtemessungen der durchschnittliche E_{stat} des Reservoirs und der des Deckgebirges berechnet. In allen Bohrungen ist das E-Verhältnis des Rotliegend-Reservoirs höher als das E-Verhältnis des Deckgebirges (Silverpit und Zechstein). Daraus ergibt sich ein E-Verhältnis, das überall kleiner als der Grenzwert 1,01 ist.

Tabelle 4.5 6Elastizitätsmodul (E) des Reservoirs und des Deckgebirges (Silverpit und Zechstein) und das E -Verhältnis, das in der Entdeckungsbohrung N05-A (N05-01-S1) und den übrigen Bohrungen um N05-A und den umliegenden Prospektionsgebieten berechnet wurde.

Bohren	E_{stat} Reservoir (GPa)	E_{stat} Deckgebirge (GPa)	E -Verhältnis (-)
N05-01-S1	29,69	29,17	0,98
N05-01-S3	31,73	29,17 *	0,92
N07-04A	27,15	26,57	0,98
N07-04A-S1	30,95	27,95	0,90
P1A	29,69 *	26,55	0,89
Durchschnitt der Bohrungen	29,88	27,56	0,91

* Für die E_{stat} des Deckgebirges von N05-01-S3 und die E_{stat} des Reservoirs von P1A wurde der gleiche Wert wie für N05-01-S1 angenommen, da sie aus den Bohrlochmessungen nicht ermittelt werden konnten.

$E_{\text{overburden}}$ aus VELMOD

Die Werte für $E_{\text{overburden}}$ können aus dem VELMOD 3.1-Datensatz (Abbildung 4.7) berechnet werden, wobei Zechstein und Silverpit als Überdeckung angenommen werden. Im VELMOD-Datensatz wurde keine Unterscheidung zwischen der Silverpit-Formation und dem Reservoir innerhalb der Rotliegend-Gruppe getroffen, da in diesen Bohrungen kein Reservoir vom Typ N05-A angetroffen wurde. Daher sind die VELMOD-Parameter des Rotliegend effektiv die gleichen wie die der Silverpit-Formation. Außerdem sind die neuesten Daten der jüngsten Bohrungen, die im Rahmen dieses Projekts niedergebracht wurden, sowie zwei deutsche Bohrungen nicht im VELMOD 3.1-Modell enthalten (Anhang B). Schließlich endet die aktuelle VELMOD 3.1-Karte an der NL-D-Grenze und deckt somit nicht das gesamte Untersuchungsgebiet ab.

Um die $E_{\text{overburden}}$ zu berechnen, haben wir das folgende Verfahren verwendet:

1. Integration der neuen Bohrlochmessungen (V_p) in die seismischen Geschwindigkeitsgitter (VELMOD 3.1) (Abbildung 4.7) (konvergente Interpolation), wodurch die Gitter flächendeckend und aktuell werden.
2. Statisches Elastizitätsmodul berechnet (Formeln 1 und 2) für Zechstein und für Rotliegend (Silverpit). Hierfür wurde ein Mittelwert aus V_s und Dichtewerten verwendet, da VELMOD 3.1 nur V_p enthält.
3. Statisches Elastizitätsmodul des Deckgebirges, berechnet durch Mittelwertbildung zwischen den Elastizitätsmodulen von Zechstein und Rotliegend (Silverpit) (Appendix B).
4. Das statische Elastizitätsmodul des Reservoirs wurde mit 29,88 GPa angenommen, was dem Durchschnittswert aus den akustischen und Dichte-Bohrlochmessungen zur Berechnung des E -Verhältnisses entspricht (Tabelle 4.4).
5. Berechnung des E -Verhältnisses nach Formel 9 (Abbildung 4.8).

Die Ergebnisse in der Abbildung 4.8 zeigen, dass die Werte für das E -Verhältnis im gesamten Bereich kleiner als 1,01 sind.

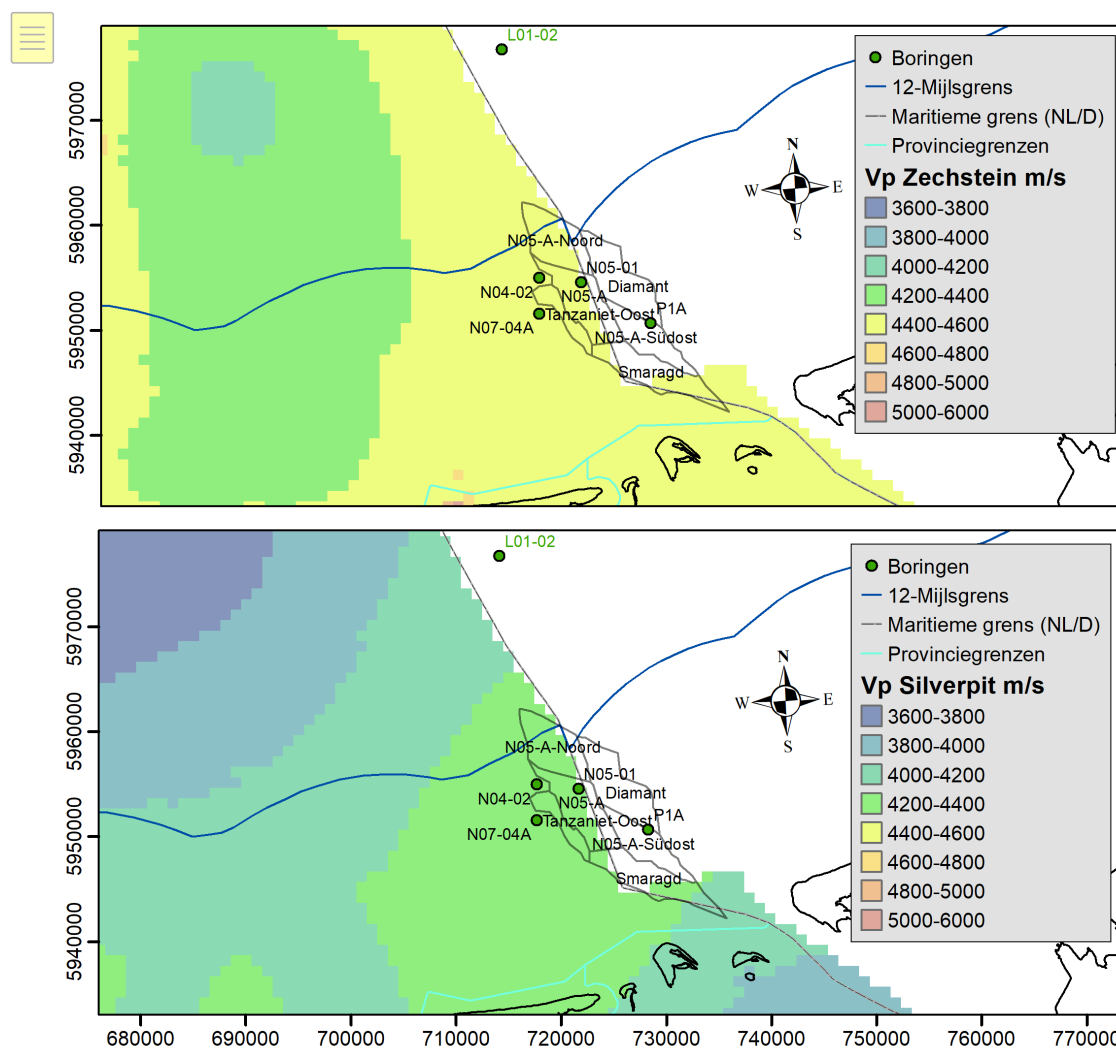


Abbildung 4.7 Seismische Geschwindigkeit V_p (m/s) der Zechsteingruppe (oben) und der Rotliegend-Gruppe (Silverpit-Formation) (unten). Quelle: VELMOD 3.1, TNO, erhältlich bei nlog.nl.

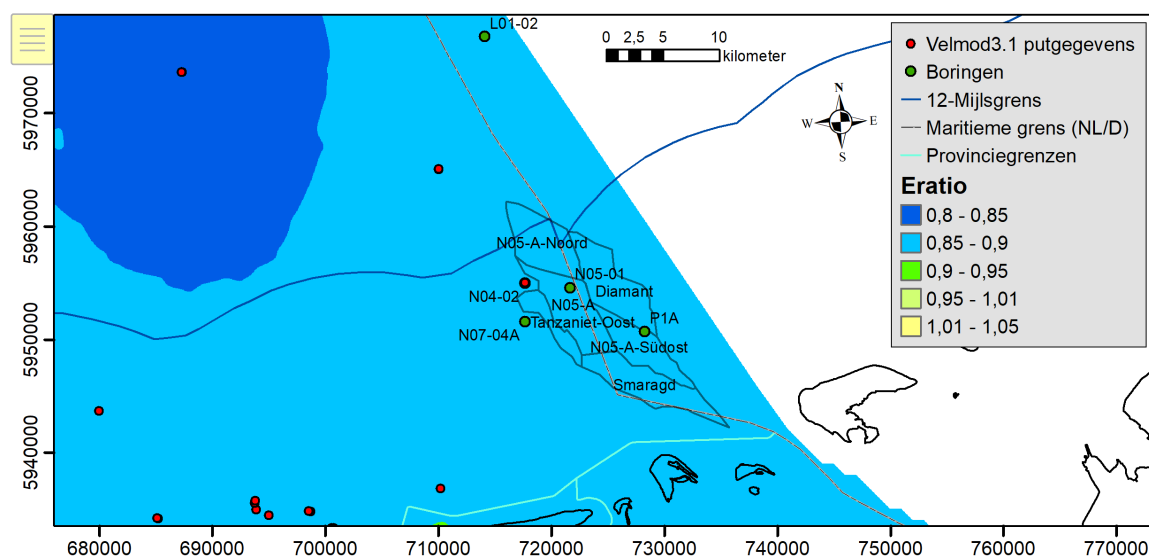


Abbildung 4.8 E-Verhältnis basierend auf VELMOD 3.1 (V_p und mittlere Geschwindigkeit V_s) und zusätzlichen Daten aus Bohrungen.

Der Wert des E-Verhältnisses wurde auf zwei verschiedene Arten unter Verwendung zusätzlicher, lokaler Informationen berechnet. Eine Möglichkeit basiert auf Werten aus Bohrlochmessungen (Tabelle 4.5). Der andere Weg basiert auf Annahmen über die durchschnittliche Dichte und V_s und verwendet VELMOD für die Flächendeckungskarte (Abbildung 4.8). Die beiden Methoden kommen zu demselben Ergebnis, nämlich dass das E-Verhältnis kleiner als 1,01 ist. Das bedeutet, dass auf Basis der zusätzlichen Informationen die Wahrscheinlichkeit des Bebens für die Prospekte Tanzaniet-Oost und für N05-A-Südost vernachlässigbar ist.

4.7 Zusammenfassende Ergebnisse DHAIS Schritt 1A

Die Ergebnisse des Risiko-Screenings für das Gasfeld N05-A und die umliegenden Prospekte sind zusammengefasst in

Tabelle 4.6 und in Abbildung 4.9 dargestellt. Laut DHAIS ist die Wahrscheinlichkeit für ein Beben für N05-A, N05-A-Noord und Diamant vernachlässigbar und die Wahrscheinlichkeit für ein Beben beträgt 19 % für Tanzaniet-Oost und für N05-A-Südost. Aufgrund der zusätzlichen Informationen kann die Wahrscheinlichkeit für ein Beben für Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost jedoch auf vernachlässigbar angepasst werden. Das bedeutet, dass die Wahrscheinlichkeit von Erschütterungen für alle Prospekte vernachlässigbar ist. Dennoch wurden die Schritte 1B und 2 des DHAIS für Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost durchgeführt und in §4.8 und 4.9 beschrieben.

Tabelle 4.7 Parameter zur Bestimmung der Erdbebenwahrscheinlichkeit für die verschiedenen Prospekte.

	N05-A	N05-A-Noord	N05-A-Südost	Tanzaniet-Oost	Diamant
Relativer Druckabfall	> 0,28	> 0,28	> 0,28	> 0,28	> 0,28
Bruchdichte	< 0,86 Wahrscheinlichkeit des Fröstelns vernachlässigbar	< 0,86 Wahrscheinlichkeit des Fröstelns vernachlässigbar	> 0,86	> 0,86	< 0,86 Wahrscheinlichkeit des Fröstelns vernachlässigbar
Relative Steifigkeit nach DHAIS	n.a.	n.a.	1,28 Chance des Zitterns 19%	1,28 Chance des Zitterns 19%	n.a.
Relative Steifigkeit basierend auf Zusatzinformationen	n.a.	n.a.	< 1,01 Wahrscheinlichkeit des Fröstelns vernachlässigbar	< 1,01 Wahrscheinlichkeit des Fröstelns vernachlässigbar	n.a.

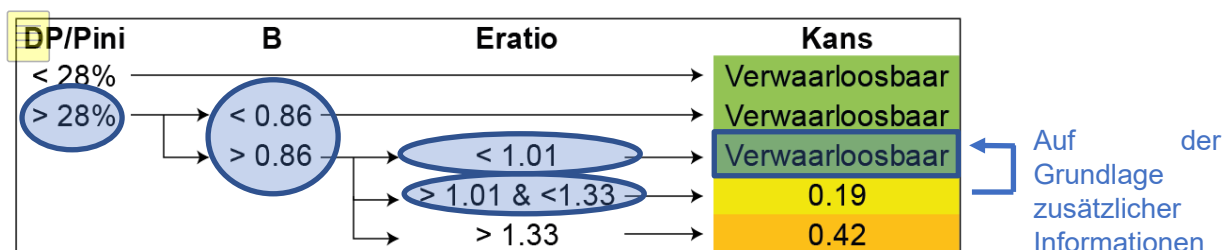


Abbildung 4.910 Darstellung der Zusammenfassung des DHAIS-Ergebnisses Schritt 1A für N05-A und umliegende Prospekte.

4.8 Schritt 1B: Bestimmung des potenziellen Maximalwerts

Trotz der Tatsache, dass zusätzliche Studien zeigen, dass das Risiko von Erdbeben vernachlässigbar ist, wurde Schritt 1B für die beiden Prospekte mit einer Bruchdicke von mehr als 0,86 und einem E-Verhältnis in Übereinstimmung mit DHAIS von mehr als 1,01, aber weniger als 1,33 durchgeführt. Diese sind Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost.

Die potenzielle maximale Magnitude des stärksten Bebens kann mit zwei Methoden bestimmt werden: basierend auf 1) der Bruchgeometrie und 2) der Energiebilanz. Dabei wird davon ausgegangen, dass die gesamte Energie in nur einem Beben freigesetzt wird. Aus diesem Grund wird sie als potenzielle maximale Größe bezeichnet. In dieser seismischen Risikoanalyse werden beide Methoden unter Verwendung der in SSM (2016) vorgeschlagenen Parameter angewendet. Für einen konservativen Ansatz des Erdbebenrisikos wird bei der Klassifizierung der höchste Wert der berechneten potenziellen maximalen Magnitude verwendet.

4.8.1 Methode 1: Bruchgeometrie

Die maximale Magnitude, die eine Bewegung entlang eines Bruchs erzeugen kann, lässt sich aus der maximalen Energie ableiten, die freigesetzt wird, wenn die Verwerfung plötzlich über ihre gesamte Länge abrutscht, dem sogenannten seismischen Moment (Hanks und Kanamori, 1979; Kanamori, 2001). Das seismische Moment ist proportional zum "Spannungsabfall" bzw. der Dehnung, die sich entlang einer während eines Bebens entlasteten Bruchfläche aufbaut, und der mobilisierten Fläche dieses Bruchs, entsprechend der Beziehung:

$$M_0 = \frac{3}{8} * \pi * \Delta\sigma * (w^2 * L) \text{ [Nm]} \quad (10)$$

wobei $\Delta\sigma$ Spannungsabfall (die während eines Bebens abgebaute Spannung) ist und w und L die mobilisierte Höhe bzw. Länge entlang der Gleitebene des Bruchs sind. Für den Spannungsabfall wird in der Berechnung ein Wert von 5 MPa verwendet, entsprechend der Anleitung (Staatliche Aufsichtsbehörde für Bergbau, 2016). Zu Screening-Zwecken wird die mobilisierte Höhe und Länge eines Risses angrenzend an das erschöpfte Reservoir betrachtet: Die Höhe und Länge des Risses werden aus den Teilen der Risse abgeleitet, die im Szenario der maximalen Gasförderung an das Reservoirgestein angrenzen. Nach Hanks und Kanamori (1979) ist die potentielle maximale Größe durch die Beziehung gegeben:

$$M_w = \frac{2}{3} * \log_{10}(M_0) - 6,07 \text{ (} M_0 \text{ in Nm)} \quad (11)$$

Die Tabelle 4.7 gibt einen Überblick über das berechnete seismische Moment und die potenzielle Magnitude für alle Brüche für Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost (Szenario maximale Gasförderung). Basierend auf dem Spannungsabfall durch das Gleiten entlang der Brüche ist die potenzielle maximale Größe M_w gleich 2,9.

Tabelle 4.8 Seismisches Moment und potenzielle Maximalgröße, berechnet aus den Bruchmaßen für Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost. Für jede Schürfstelle wird das Maximum fett dargestellt.

Ausblick	Fraktur	Seismisches Moment M_0 (N*m)	Magnitude M_w
Tanzaniet-Oost	F2	3,10E+13	2,9

	F9	3,30E+13	2,9
N05-A-Südost	F4	6,11E+12	2,5
	F15	2,83E+13	2,9
	F17	2,78E+12	2,2

4.8.2 Methode 2: Energiebilanz

Die zweite Methode basiert auf der Energie, die im physikalischen System in Form von Spannung durch Verdichtung gespeichert ist und die bei einem induzierten Beben freigesetzt werden kann. Der Druckabfall, der durch die Depletion des Gases und die daraus resultierende Verdichtung des Speichergesteins verursacht wird, kann dann als eine Menge potenzieller seismischer Energie ausgedrückt werden. Nur ein Teil dieser Energie wird in Form eines Erdbebens freigesetzt. Kostrov (1974) hat eine einfache Beziehung zwischen der Volumenänderung des Gesteins und der resultierenden seismischen Energie, ausgedrückt als seismisches Moment M_0 , aufgestellt. SodM (2016) gibt für die potenzielle maximale Magnitude an:

$$M_w = \frac{2}{3} \left(\log_{10} \left(\frac{2\mu}{3} \alpha |\Delta V(t)| \right) - 9,1 \right) \quad (12)$$

wobei μ das Gleitmodul ist, ΔV die Volumenänderung im Reservoir aufgrund von Verdichtung und α der Reduktionsfaktor (gleich 0,01, beachten Sie, dass dies ein anderes α als der Biot-Koeffizient ist), Anteil der seismischen Energie an der gesamten potenziellen Energie. Das Gleitmodul μ wurde berechnet mit:

$$\mu = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (13)$$

mit E = Elastizitätsmodul und ν = Poissonzahl.

Für Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost wurde die potenzielle maximale Magnitude auf der Grundlage des Verdichtungskoeffizienten aus dem Pfropfen, des Verdichtungsvolumens bei mittlerem Druckabfall und des Volumens des Reservoirs (Fläche innerhalb des GWC*mittlere Dicke) ermittelt. Der Betrag des Einheitsmoments (M_w) wird mit Formel (12) und den Daten aus Tabelle 4.8 und Tabelle 4.9 berechnet. Aufgrund der berechneten Verdichtung kann genügend potentielle Energie für ein Erdbeben bis zu einer potentiellen maximalen Magnitude M_w von 2,7 aufgebaut werden (Tabelle 4.9).

Tabelle 4.9 Zusammenfassung der in Methode 2 verwendeten Parameter.

Parameter	Beschreibung	Gerät	Wert aus Steckern (effektive Werte)
E	Elastizitätsmodul	GPa	$E^* = 28,5$
ν	Poissonzahl		0,083
μ	Verschiebemodul	GPa	13,2
α	Reduktionsfaktor		0,01
C_m	Verdichtungskoeffizient	1/GPa	0,035 (= Biot* C_m)

Tabelle 4.10 Übersicht der Eigenschaften von Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost und der potentiellen Magnitude nach der Energiebilanz basierend auf dem Verdichtungskoeffizienten der Pfropfen-Daten ($C_m = 0,035$).

	Tanzaniet-Oost	N05-A-Südost
A (m ²)	5,56E+06	2,77E+06
h (m)	29	31
D _p (Pa)	3,31E+07	2,11E+07
M _w	2,7	2,4

4.9 Schritt 2: Risiko-Screening

Die berechnete potentielle maximale Magnitude für Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost ist größer als 2,5. Daher sollte Schritt 2 durchgeführt werden, um das Risiko von induzierten Erdbeben weiter zu bestimmen (SodM, 2016). Anhand einer Risikomatrix werden die verschiedenen Faktoren semi-quantitativ analysiert. Die Faktoren sind unterteilt in:

die Faktoren, die bestimmen, ob ein induziertes Beben zu einer starken Grundbewegung führen kann (die Einflussfaktoren im Untergrund,

- Tabelle 4.10).
- die Faktoren, die das Ausmaß der potenziellen Auswirkungen beeinflussen (die überirdischen Einflussfaktoren, Tabelle 4.11).

Es wird eine Punktzahl auf der Basis des Ergebnisses pro Faktor vergeben. Diese Punktzahlen der einzelnen Faktoren werden addiert und ergeben eine Gesamtpunktzahl sowohl für die Einflussfaktoren Unterboden als auch für die Einflussfaktoren Oberboden. Diese sind mit der maximal möglichen Punktzahl für den Unterboden (14) und Oberboden (16) normiert. Diese werden dann in der Risikomatrix miteinander verrechnet. Dadurch wird die qualitative Risikokategorie bestimmt (Abbildung 4.11).

Tabelle 4.11 Klassifizierung der Einflussfaktoren des Untergrunds (aus SSM, 2016).

	DHAIS	M	Ligging voorkomen	Opslingering
5		Alle methodes >4,5		
4	Bevend veld > 5 bevingen per jaar van M ≥ 1,5	1 methode > 4,5 én/of Alle methodes 4,1 – 4,5		
3	Bevend veld < 5 bevingen per jaar van M ≥ 1,5	1 methode 4,1 – 4,5 én/of Alle methodes 3,6 – 4,0		>60% slappe grond ($V_{s,30} = < 200\text{m/s}$) en/of >30% grondsoort die extra gevoelig zijn voor amplificatie, zoals veenlagen dikker dan 3m en slappe veenlagen met een dikte van 1m-3m gelegen op een stijve ondergrond.
2	P=42% Of Bevend veld M < 1,5	1 methode 3,6 – 4,0 én/of Alle methodes 3,1 – 3,5	Boven de lijn Amsterdam-Arnhem	30-60% slappe grond ($V_{s,30} = < 200\text{m/s}$) en/of 15-30% grondsoort die extra gevoelig zijn voor amplificatie, zoals veenlagen dikker dan 3m en slappe veenlagen met een dikte van 1m-3m gelegen op een stijve ondergrond.
1	P=19%	1 methode 3,1 – 3,5 én/of Alle methodes 2,6 – 3,0		10-30% slappe grond ($V_{s,30} = < 200\text{m/s}$) en/of 5-15% grondsoort die extra gevoelig zijn voor amplificatie, zoals veenlagen dikker dan 3m en slappe veenlagen met een dikte van 1m-3m gelegen op een stijve ondergrond.
0		1 methode 2,6 – 3,0 én/of Alle methodes ≤ 2,5	Onder de lijn Amsterdam-Arnhem	<10 % slappe grond ($V_{s,30} = < 200\text{m/s}$) en/of < 5% grondsoort die extra gevoelig zijn voor amplificatie, zoals veenlagen dikker dan 3m en slappe veenlagen met een dikte van 1m-3m gelegen op een stijve ondergrond.

Tabelle 4.12 Klassifizierung der Einflussfaktoren Oberboden (aus SSM, 2016).

	Bevolkings- dichtheid (aantal inwoners per km ²)	Industriële inrichtingen	Speciale gebouwen En vitale infrastructuur	Dijken
4	> 2500	Meerdere direct boven het veld	Meerder ziekenhuizen en/of energievoorzieningen direct boven het veld	Primaire dijken boven het veld
3	1000-2500 en/of 500-1000 met wijken bestaande uit flats/appartementencomplexen binnen 5 km rond het veld	1 boven het veld en/of meerdere binnen 5 km rond het veld.	1 ziekenhuis en/of energievoorziening direct boven het veld of meerdere binnen 5 km rond het veld. Meerdere scholen, tehuizen en/of publieksgebouwen direct boven het veld	Primaire dijken binnen 5 km rond het veld en/of secundaire dijken boven het veld
2	500-1000 en/of 250-500 met wijken bestaande uit flats/appartementencomplexen binnen 5 km rond het veld	1 binnen 5 km rond het veld.	1 school, tehuis en/of publieksgebouw boven het veld of meerdere binnen 5 km rond het veld.	Secundaire dijken binnen 5 km rond het veld
1	250-500 en/of <250 met wijken bestaande uit flats/appartementencomplexen binnen 5 km rond het veld		1 school, tehuis en/of publieksgebouw binnen 5 km rond het veld.	
0	< 250	Geen binnen 5 km rond het veld	Geen boven en/of binnen 5 km rond het veld	Geen dijken binnen 5 km rond het veld

Die Tabelle 4.12 zeigt die Bewertung der Substratfaktoren. Nachfolgend finden Sie eine Erklärung für das Ergebnis.

- DHAIS: Die Bebenwahrscheinlichkeit beträgt nach der DHAIS-Analyse für Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost 19 %.
- M: Die berechnete potenzielle maximale Magnitude beträgt 2,9 nach einer Methode und 2,7 nach der anderen Methode.
- Lage: Das Feld befindet sich oberhalb der Linie Amsterdam-Arnhem.
- Weiche Schichten: Die Analyse der Bohrungen im Gebiet (DINOloket) zeigt, dass im obersten Sedimentpaket keine dicken (> 1 m) Ton- und Torflagen vorhanden sind. Dünne Schichten können lokal vorhanden sein, aber es ist wahrscheinlich, dass der Anteil der weichen Schichten weniger als 10 % beträgt.

Der normalisierte Gesamtwert für die Substratfaktoren beträgt 0,29.

Tabelle 4.13 Punktzahl pro Kategorie des Substrats.

	Ergebnis
DHAIS	1
Magnitude	1
Lage	2
Weiche Schichten	0
Gesamt normalisiert	4/14 = 0,29

Tabelle 4.14 Punktzahl pro Kategorie des Oberbodens.

	Ergebnis
Bevölkerungsdichte	0
Industrielle Anlagen	3
Spezifische Gebäude und kritische Infrastruktur	0
Deiche	0
Gesamt normalisiert	3/16 = 0,19

Bei der Betrachtung der oberirdischen Aspekte sind das Vorhandensein des Windparks sowie Strom- und Telekommunikationskabel relevant (Abbildung 4.10, Tabelle 4.13). In der Kategorie

der Industriebetriebe wurde dafür die Punktzahl 3 vergeben. Andere Objekte befinden sich mehr als 5 km vom Feld entfernt. Der normalisierte Wert für den Oberboden beträgt 0,19.

Basierend auf den kombinierten Bewertungen für den Untergrund und den Oberboden befinden sich das Gasfeld N05-A und die umliegenden Prospekte in der Risikokategorie I (0,29 für die Unterboden- und 0,19 für die Oberbodenfaktoren, Abbildung 4.11). Eine quantitative Risikoanalyse (Schritt 3) ist für dieses Feld nicht erforderlich und die Überwachung mit dem aktuellen Geophon- und Beschleunigungsmessernetzwerks des KNMI ist ausreichend. Es wird betont, dass die Wahrscheinlichkeit einer seismischen Aktivität vernachlässigbar ist.

Ein mögliches Risiko im Zusammenhang mit Erdbeben sind Tsunamis. Für flache Beben (d. h. flacher als 20 km) ziehen die Experten Tsunamis mit Magnituden unter 6 nicht in Betracht (pers. Mitteilung, ir. D. Vatvani).

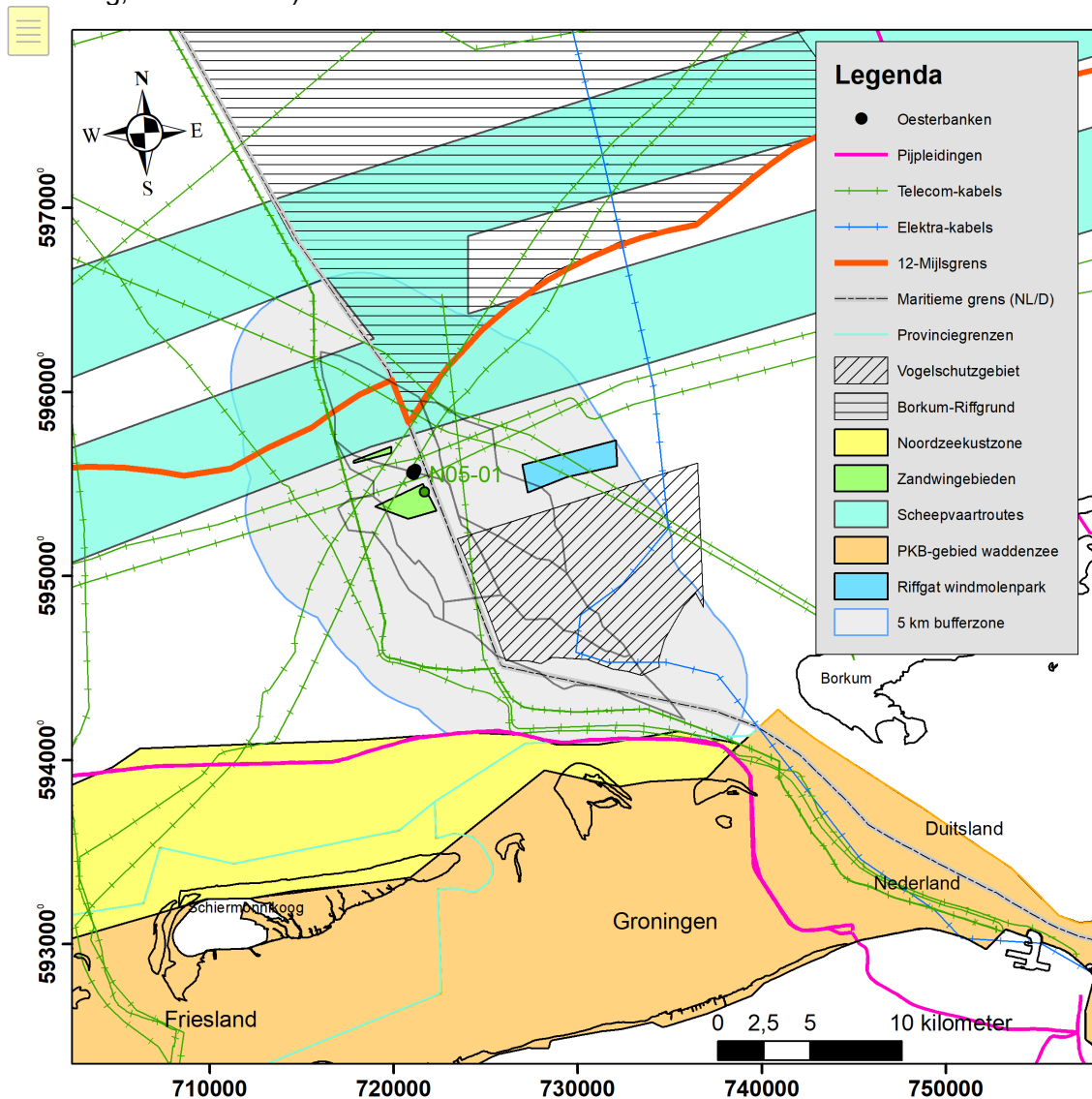


Abbildung 4.11 Umweltelemente in und um das Gasfeld N05-A und umliegende Prospekte. Industrielle Anlagen in Form eines Windparks, einer Pipeline und mehrerer Strom- und Telekommunikationskabel befinden sich innerhalb der 5 km-Pufferzone. Quelle: ONE-Dyas.

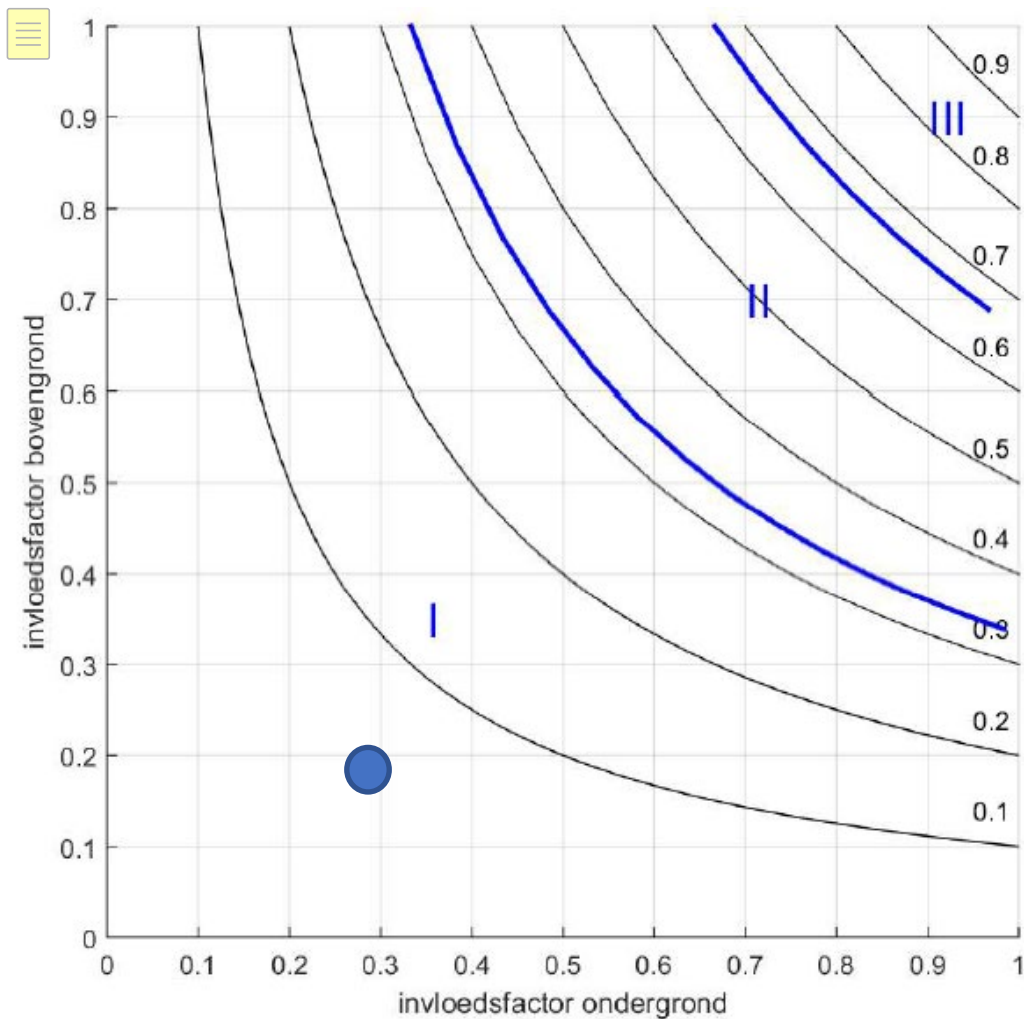


Abbildung 4.12 Die Risikomatrix (SSM, 2016). Die schwarzen Linien sind Linien mit gleichem normalisiertem Risiko. Die Einteilung in Kategorien erfolgte auf Basis von $1/3$ und $2/3$ des normalisierten Risikos. Das Ergebnis wird als blauer Punkt dargestellt.

5 Studie über Bodensenkungen

5.1 Einführung

Die durch die Verdichtung des Reservoirs verursachte Bodensenkung wird mit Hilfe der mathematischen Methode der Finite-Elemente-Analyse unter Verwendung der Software Plaxis modelliert. Bei dieser Methode wird die Absenkung einer Reihe von Kernreservoirs überlagert (de Lange & Luger, 2012). Die Reservoirs mit einem endlichen Radius sind über die Gesamtfläche des gesamten Gasfeldes verteilt. In jedem Kern wird das Gefälle durch das Produkt aus dem Druckabfall pro Zeiteinheit und der Dicke des verdichtenden Gesteins (dPh) und der Tiefe/Dicke des Deckgebirges bestimmt. Die Annahme bei der Überlagerung ist, dass die Schichten horizontal sind und dass die Verformung des Gesteins linear elastisch ist. Das Untersuchungsgebiet weicht von diesen Annahmen ab, da im West-Ost-Querschnitt die Schichten des Deckgebirges in ihrer Stärke stark variieren (Abbildung 4.3). Außerdem ist die Zechstein-Salzschieht so dick, dass sie die Verformung des Deckgebirges beeinflussen kann. Da Salz nicht rein elastisch, sondern zu einem großen Teil plastisch ist, wurde auch der Einfluss der Salzschieht auf das Senkungsbecken untersucht.

Die Bodensenkungsgitter wurden unter Verwendung des von ONE-Dyas bereitgestellten dPh-Gitters (Druckabfall x Reservoirdicke) für verschiedene Zeiten im Szenario der maximalen Gasförderung, wie in § 2.1 beschrieben, berechnet. Die Abbaugenehmigung N04-N05-N08 wurde am 24. Juli 2019 erteilt und hat eine Laufzeit von 30 Jahren. Um die Auswirkung der Bodensenkung so gut wie möglich zu simulieren, ist der modellierte Produktionszeitraum länger als die Dauer dieser Abbaugenehmigung. Der erwartete Abbaustopp wird jedoch weit vor dem Ende der Fördergenehmigung liegen.

Es wurden vier Setzungsszenarien mit den vier verschiedenen Verdichtungskoeffizienten berechnet, wie in § 3.4 beschrieben.

5.2 Einheitsbodensenkungssumme

5.2.1 Einführung

Um den Einfluss der Variation der Schichtdicke der verschiedenen Schichten über N05-A und die Perspektiven zu untersuchen, wurde der Schichtaufbau angenommen, wie er von ONE-Dyas bereitgestellt wird. In einer früheren Phase der Studie wurden für mehrere vertikale Querschnitte mit den größten Unterschieden in den Tiefen und Mächtigkeiten Einheitssummen gebildet. Außerdem wurde die Auswirkung des Abstands vom Rand des Berechnungsmodells untersucht. Schließlich wurde in einer separaten Plaxis-Summe der Einfluss der plastischen Verformung des Zechsteinsalzes auf die Lagerstättenskala berechnet.

5.2.2 Einheitsbodensenkungssumme

Mit Hilfe von Plaxis wurden axialsymmetrische Simulationen für ein Einheitsreservoir mit einem Radius von 113 m durchgeführt. In diesem Reservoir wurde ein Druckabfall eingeführt. Infolge des Druckabfalls kommt es zu Bodensenkungen in der Umgebung. Um den Einfluss von Randeffekten zu untersuchen, wurden Simulationen sowohl für eine Modellgeometrie mit einem Radius von 10 km, als auch für eine Modellgeometrie mit einem deutlich größeren Radius, nämlich 100 km, durchgeführt. Die Parameter der Schichten oberhalb und unterhalb des Reservoirs sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Wir haben den Schichtaufbau an der

Stelle von N05-01-S1 angenommen. Im Modell muss die Schicht unterhalb des Reservoirs ausreichend dick sein. Wir haben eine Dicke von 3000 m angenommen. Die Parameter für das Reservoir sind in der Tabelle 3.3 dargestellt. Es wurden vier Simulationen der Einheitssumme durchgeführt, mit den Eingabeparametern aus Tabelle 3.3 und einem Druckabfall von 400 bar.

Im Abschnitt mit der dicken Salzschrift (der östliche Rand des Profils in Abbildung 4.3) liegt die maximale Absenkung in der Größenordnung von 21-25 μ m. Der Einfluss der Dicke der Salzschrift auf die Ergebnisse ist begrenzt, aber nicht vernachlässigbar. Da die laterale Heterogenität in den Schichtdicken graduell ist, wurde auf Basis dieser Summen die Konfiguration mit dem größten Einheitsgefälle des Kerns gewählt, um die linear-elastischen Bodensenkungen für die gewünschten Szenarien zu berechnen. Die für die Bildung der Einheitssummen verwendeten Parameter sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Hier wurden die Werte von E_{stat} für die Zechsteingruppe und die darüber liegenden Formationen mit Hilfe von Eissa&Kazi (1988) berechnet (Formel (2) in § 3.2).

Tabelle 5.1 Zusammenfassung der Parameter, die zur Bildung der Einheitssummen für Bodensenkungen verwendet werden.

Gerät	Basic (m)	Dichte ρ (Mg m ⁻³)	Poisson ν (-)	E_{stat} (GPa)
Meer/Meeresboden	-26,0			
Tertiär	-564,2	2,00	0,38	1,5
Kreide	-1361,2	2,10	0,35	7,6
Unter Kreide	-1420,2	2,26	0,23	9,4
Trias	-1918,2	2,40	0,30	15,5
Zechstein	-3344,6	2,25	0,26	27,1
Basis Silverpit = Oberes Reservoir	-3831,5	2,62	0,26	27,2
Basis Reservoir = Oberkarbon	-3862,5	2,54	Siehe Tabelle 3.3 in § 3.4 für die 4 verwendeten Fälle	
Karbon	-6862,5	2,65	0,20	31,8

5.2.3 Der Einfluss der Salzschrift

Die Einheitssummen geben auch Aufschluss über die Größenordnung der auftretenden maximalen deviatorischen Spannung im Salz. Diese variieren in den Einheitssummen von 34 bis 141 kN/m². Diese maximale deviatorische Spannung kann jedoch für das gesamte Reservoir kumulativ größer sein. Aus diesem Grund wurde für die horizontale Ausdehnung der Verdichtungsschicht eine zusätzliche Einheitssumme unter Verwendung der tatsächlichen Abmessungen des Gasfeldes N05-A und der umliegenden Perspektiven gebildet. Die Verformung des Salzes wird vollplastisch modelliert. Dies kann durch Absenken der Kohäsion c des Salzes im geomechanischen Modell erreicht werden.

In der Abbildung 5.1 wird die Wirkung von plastischem Salz sichtbar gemacht. Die schwarze Linie zeigt das linear elastische Verhalten. Da das Verhalten der Salzschrift plastischer wird, nimmt die Bodenabsenkung in der Mitte zu. Bei einem konstanten Bodensenkungsvolumen sehen wir, dass die Ränder des Senkungsbeckens steiler werden, was bedeutet, dass das Senkungsbecken auch schmaler wird. Die maximalen deviatorischen Schubspannungen im Salz treten dann an den Grenzen des Reservoirs auf. Schließlich erreichen die maximalen Sink- und Schubspannungen einen Maximalwert. Die maximale deviatorische Spannung im Salz liegt dann in der Größenordnung von 300 kN/m². Dieser Wert ist ein Richtwert, da die

zeitlichen Schwankungen im Schichtaufbau und der Druckabfall nicht berücksichtigt sind. Dieser Richtwert ist jedoch geeignet, um die Größenordnung des Einflusses auf das Senkungsbecken abzuschätzen. Es wird erwartet, dass bei dieser Größenordnung der Scherspannungen der Anteil des Salzkriechens an der Entwicklung der Bodensenkung gering sein wird. Das Kriechen kann jedoch zu einer Verzögerung der Entwicklung der Bodensenkung führen.

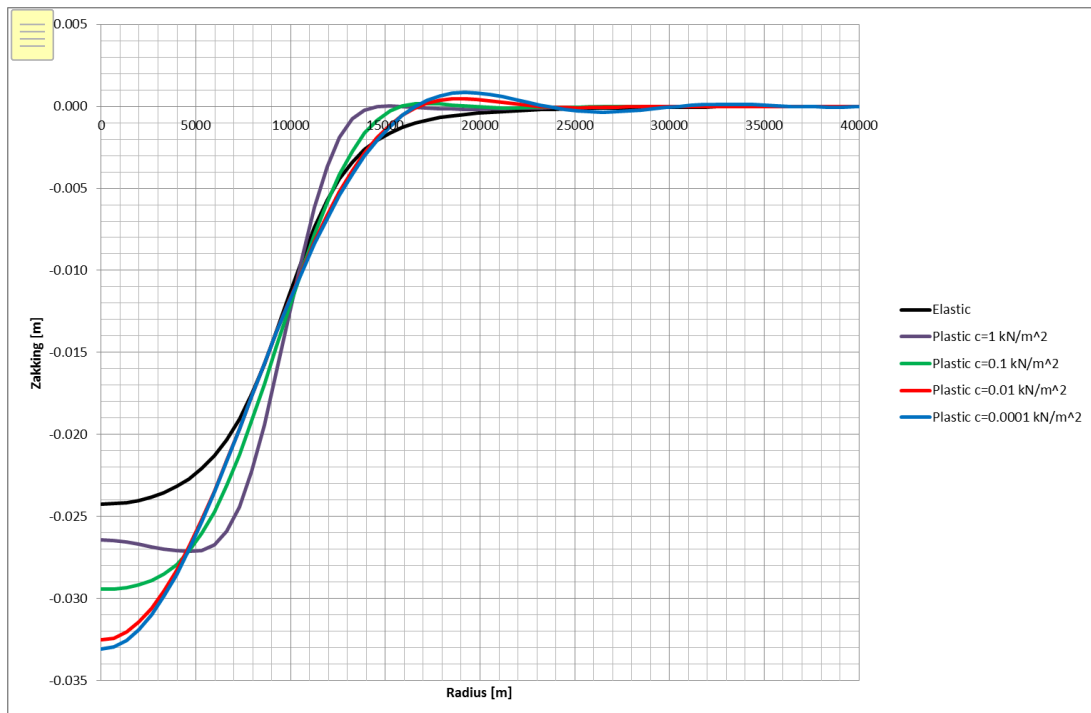


Abbildung 5.1 Auswirkung der zunehmenden Plastizität der Salzschiefer auf die Bodensenkung. Die Plastizität nimmt zu, wenn der Kohäsionsparameter gesenkt wird. Die Absenkung in der Mitte der Senkung kann bis zu 35 % höher sein als in der elastischen Berechnung. Der Radius der Senkung wird kleiner.

5.3 Bodensenkung

5.3.1 Zeitliche Entwicklung

Die Senkungsberechnungen bestehen aus einem Oberflächensenkungsgitter, das die Senkung um das sich erschöpfende Gasfeld N05-A und die umliegenden Schürfsenkungsgebiete darstellt. Es wurden zwei Situationen berechnet:

1. Extraktion pro Schürfstelle, wobei der wahrscheinlichste aus den Gesteinsproben ermittelte Verdichtungskoeffizient 0,035 GPa⁻¹ beträgt (Tabelle 3.3).
2. Alle Prospekte sind gasführend und das Gas wird gleichzeitig aus allen Prospekten gefördert. Diese Situation wurde mit einer Bandbreite von Kompressionskoeffizienten berechnet (Tabelle 3.3).

Bei der Entnahme pro Schürfstelle wurden N05-A und Smaragd zusammengefasst, da der Grundwasserleiter in Smaragd sehr wahrscheinlich in Kontakt mit dem Grundwasserleiter im Gasfeld N05-A steht (Quelle: ONE-Dyas), wodurch durch die Entnahme im Gasfeld N05-A ein Druckabbau in Smaragd stattfinden kann. Die anderen Prospekte sind nicht miteinander verbunden und wurden daher isoliert betrachtet.

Das Senkungsgitter wird auf der Grundlage der von ONE-Dyas bereitgestellten dPh-Gitter verschiedener Zeitschritte und in der Endsituation nach 36 Jahren Depletion und auf der Basis der vier Verdichtungskoeffizienten berechnet.

Die Abbildung 5.2 zeigt die zu erwartende Senkungsschale pro Schürfstelle für den aus den Gesteinsproben ermittelten wahrscheinlichsten Verdichtungskoeffizienten von $0,035 \text{ GPa}^{-1}$. Die größte Absenkung tritt im Gasfeld N05-A auf und beträgt 1,6 cm in der Mitte der Schale.

Die Abbildung 5.3 (unten links) zeigt für den Verdichtungskoeffizienten von $0,035 \text{ GPa}^{-1}$ die Bodenabsenkung für die Situation der gasführenden Prospekte und der gleichzeitigen Förderung aus allen Prospekten. In diesem Fall beträgt die maximale Bodenabsenkung in der Mitte der Schale 2,6 cm. Die anderen Tafeln in dieser Abbildung zeigen die Bodenabsenkung für den Bereich der Verdichtungskoeffizienten. Die Absenkung für $C^m = 0,054 \text{ GPa}^{-1}$ (unten rechts) kann als das Worst-Case-Szenario betrachtet werden.

Abbildung 5.2 und Abbildung 5.3 zeigen die maximale Ausdehnung der Senkung. Wenn die Salzschrift vollständig plastisch reagieren würde, kombiniert mit dem wahrscheinlichsten Verdichtungskoeffizienten von $0,035 \text{ GPa}^{-1}$, würde die Absenkung in der Mitte der Schale 0,6 cm für jedes Prospektionsgebiet und 0,9 cm für N05-A betragen, wenn eine gleichzeitige Förderung aus allen Prospektionsgebieten stattfinden würde (siehe Abbildung 5.1). Die Größe der Schale wird theoretisch kleiner, aber die Unterschiede zu den vorhergesagten elastischen Konturen werden voraussichtlich so gering sein, dass sie nicht messbar sind.

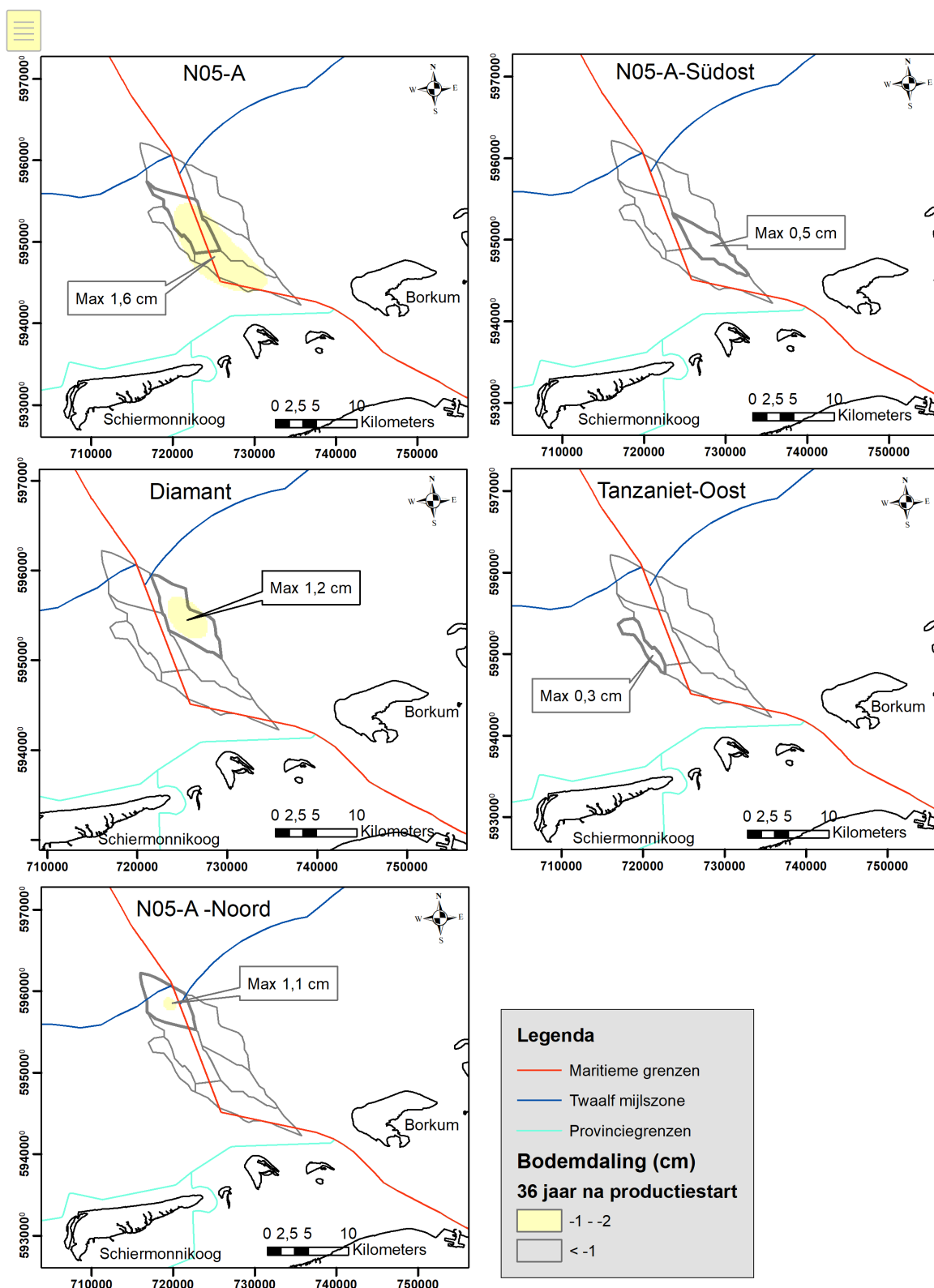


Abbildung 5.2 Bodensenkungen (cm) für das Gasfeld N05-A und umliegende Prospekte bei Förderung pro Schürfstelle, Zeitpunkt = Ende der Förderung mit maximalem Gasförderungsszenario für den wahrscheinlichsten

Verdichtungskoeffizienten aus den Gesteinsproben von $\alpha C_m = 0,035 \text{ GPa}^{-1}$. Das Zentrum des Senkungsbeckens ist durch einen Pfeil gekennzeichnet.

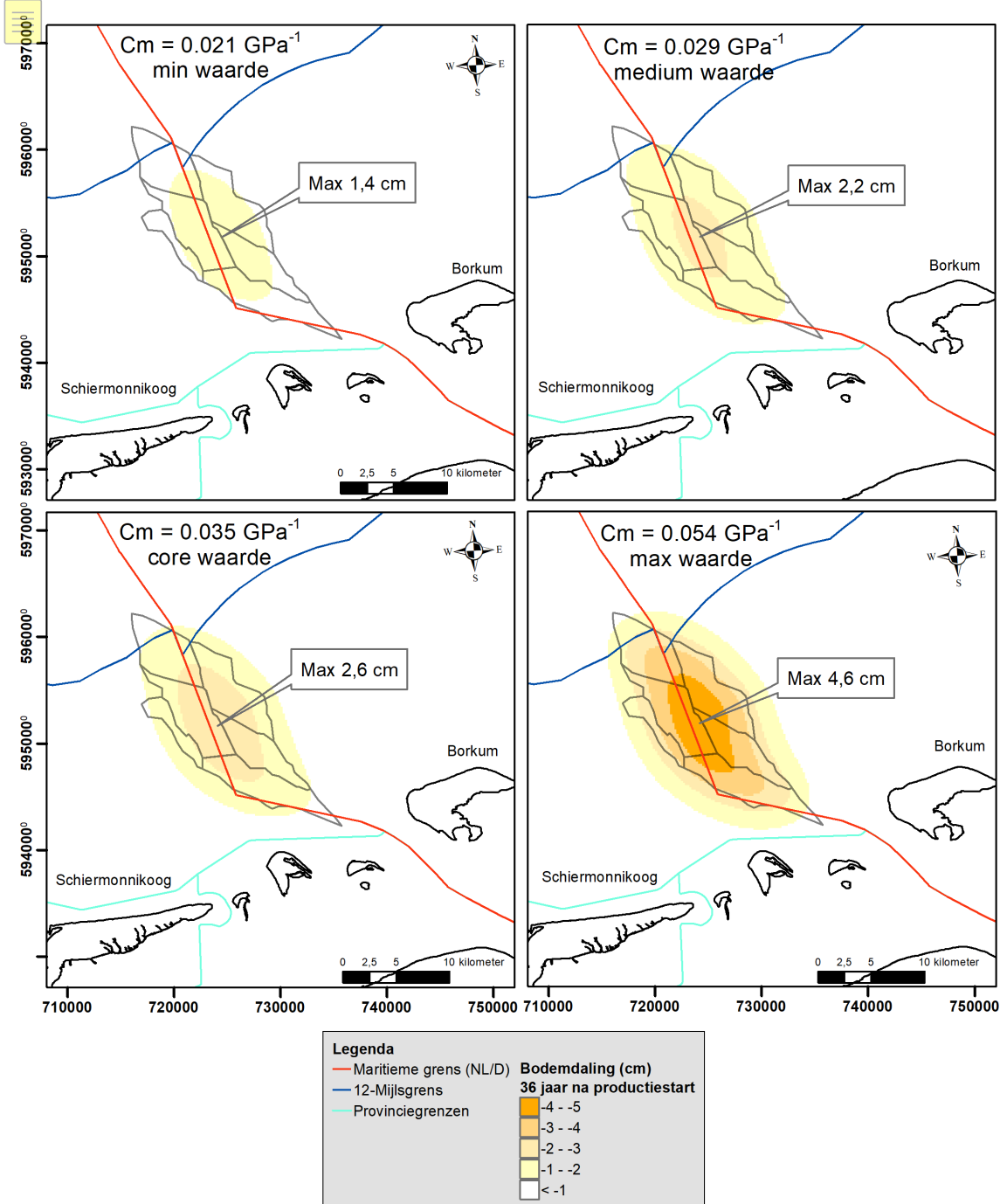


Abbildung 5.3 Bodensenkung (cm) für das Gasfeld N05-A und umliegende Prospekte bei gasgespeisten Prospekte und gleichzeitiger Förderung aus allen Prospekte, Zeitpunkt = Ende der Förderung mit maximalem Gasförderungszenario für die vier verschiedenen Verdichtungskoeffizienten: $C_m = 0,021 \text{ GPa}^{-1}$ (Bohrlochmessungen), $C_m = 0,029 \text{ GPa}^{-1}$ (Bohrlochmessungen), $\alpha C_m = 0,035 \text{ GPa}^{-1}$ (basierend auf geomechanischen Gesteinsdaten), $C_m = 0,054 \text{ GPa}^{-1}$ (Routinekernanalyse).

Der zeitliche Verlauf der Absenkung pro Schürfstelle für den wahrscheinlichsten Verdichtungskoeffizienten von $0,035 \text{ GPa}^{-1}$ ist in Abbildung 5.4 und für die gleichzeitige

Entnahme aus allen Prospekten für den Bereich der Verdichtungskoeffizienten in Abbildung 5.4 dargestellt. In beiden Abbildungen wird die gleiche vertikale Skala verwendet.

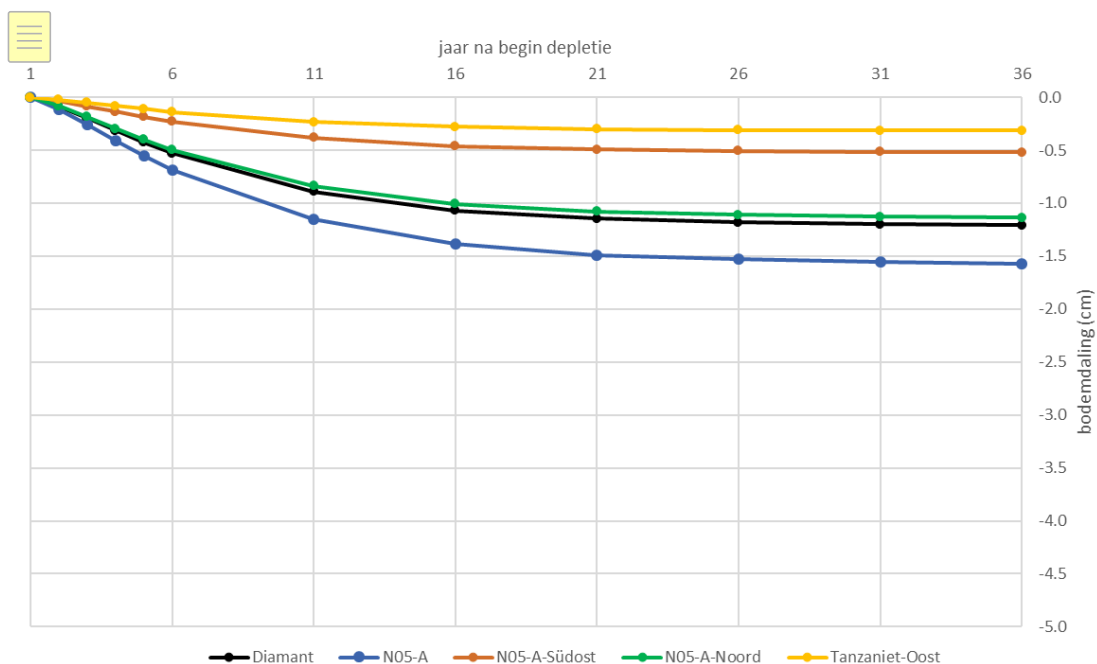


Abbildung 5.4 Verdichtungskoeffizienten basierend auf den Gesteinsproben.

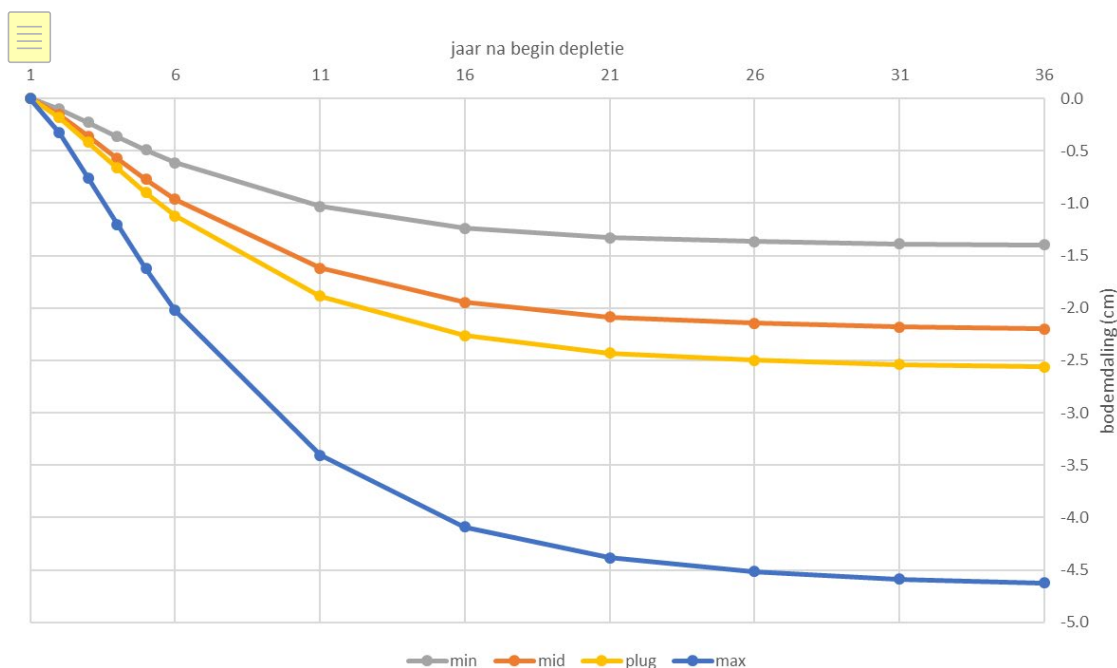


Abbildung 5.5 Absenkungskurven für das Zentrum der Senkung bei gleichzeitiger Förderung aus allen Prospekten für die vier verschiedenen Optionen für Verdichtungskoeffizienten und andere Gesteinsmechanik für N05-A und umliegende Prospekte, Szenario maximale Gasförderung.

5.3.2 Volumen der Bodensenkung

Das Volumen der Bodensenkung für die verschiedenen Situationen ist in der Tabelle 5.2 angegeben.

Tabelle 5.2 Volumen der Bodensenkung nach 36 Jahren Gasproduktion für verschiedene Situationen

Situation		Band (10 ⁶ m ³)	Band (10 ³ m ³ /Jahr)
Pro Prospektion, $C^m = 0,035 \text{ GPa}^{-1}$	N05-A	2,4	69
	N05-A-Noord	0,8	23
	N05-A-Südost	0,5	12
	Tanzaniet-Oost	0,2	7
	Diamant	1,2	33
Gasführend, gleichzeitige Entnahme aus allen Schächten, $C^m = 0,035 \text{ GPa}^{-1}$		4,5	124
Gasführend, gleichzeitige Förderung aus allen Schächten, $C^m = 0,054 \text{ GPa}^{-1}$ (schlechtester Fall)		5,3	147

Über einen durchschnittlichen Zeitraum von 36 Jahren beträgt das maximale Volumen 0,124 - 10⁶ m³ pro Jahr für gasführende Prospekte und gleichzeitige Förderung aus allen Prospekte bei einem C^m von 0,035 GPa⁻¹. Der Sedimenttransport erfolgt als Folge der natürlichen Dynamik des Meeresbodens. Die Studie von Vermaas & Marges (2017) zeigt, dass zwischen 1990 und 2013 im Gebiet nordwestlich der Rottumerplaat (Abbildung) 5.6 Variationen der Meeresbodenhöhe in der 5.6 Größenordnung von +0,5 bis -0,5 m stattgefunden haben. Der Haupttrend ist die Abnahme des Sedimentvolumens in Rinnen und die Zunahme auf Platten. Die Nettoveränderung des Sedimentvolumens zwischen 1990 und 2013 in diesem Gebiet betrug maximal 1.5 · 10⁶ m³ pro Jahr.

Aufgrund der Dynamik des Meeresbodens und der gemessenen Schwankungen des Sedimentvolumens scheint es unwahrscheinlich, dass der Nettoeffekt der durch die Gasförderung verursachten Absenkung messbar ist.

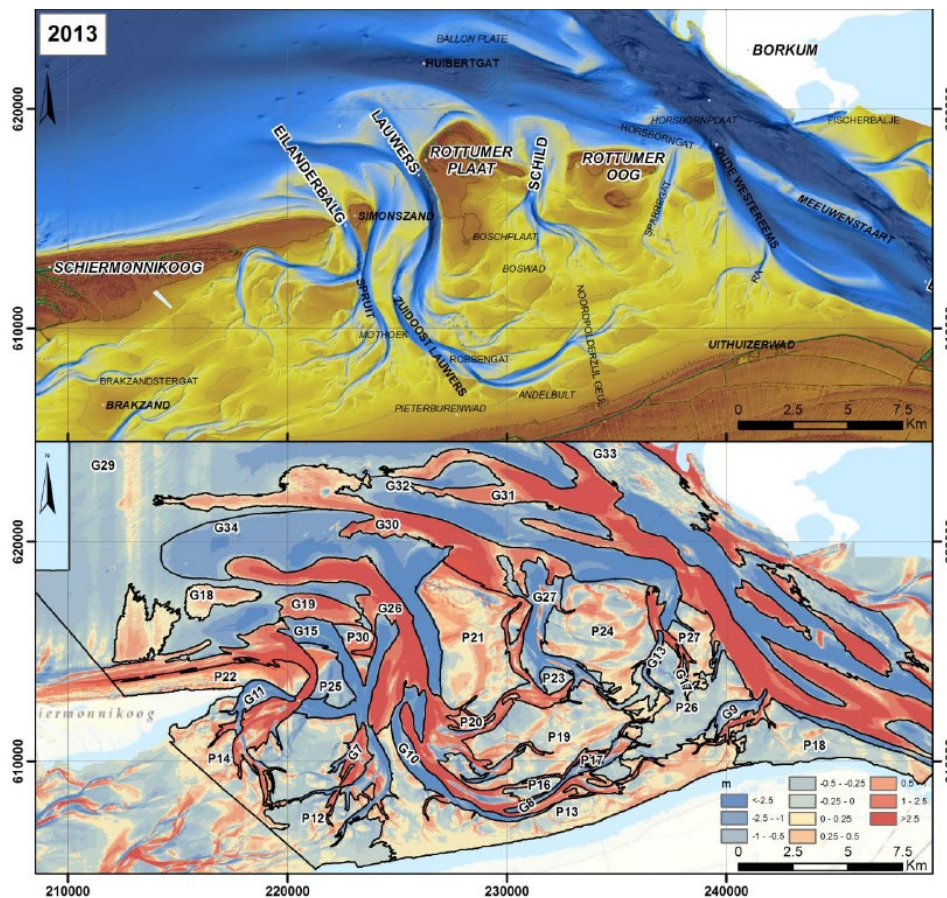


Abbildung 5.6 Morphologie des Meeresbodens südlich des Gasfeldes N05-A und umliegender Prospektegebiete. um 1990 und 2013 (zusammengesetzter Datensatz 2012 - 2014, für dieses Gebiet sind die Daten von 2013) und Differenzkarte mit Gebietsnummern für Platten und Rinnen (aus Vermaas und Marges, 2017). Die natürliche Variation des Meeresbodens liegt zwischen +2,5 und -2,5 m zwischen 1990 und 2013. Im Nordosten dieses Gebietes, in Richtung des Gasfeldes, liegen die Werte zwischen +0,5 und -0,5 m.

5.3.3 Neigung des Meeresbodens bei Riffgat

Am Standort des Windparks Riffgat wurde die Neigung des Meeresbodens auf der Grundlage des größten Bodensenkung berechnet. Die maximale Steigung beträgt 0,0004 Grad. In Anbetracht der Morphodynamik des Meeresbodens ist diese Neigung vernachlässigbar.

5.3.4 Vergleich mit anderen Bereichen

Die erwarteten Bodensenkungen für das Gasfeld N05-A und die umliegenden Prospekte wurden mit den erwarteten Senkungen für verschiedene andere kleine Bereiche in den Niederlanden verglichen. Das Ergebnis ist in Tabelle 5.3 zusammengefasst. Mit Ausnahme des zu Vergleichszwecken hinzugefügten Feldes Q16-Maas, bei dem es sich um ein Reservoir aus der oberen Trias handelt, haben die Felder und Cluster eine ähnliche Ausdehnung mit Rotliegend-Reservoirgestein eines ähnlichen Alters. Dies zeigt, dass im Vergleich zu den anderen kleinen Bereichen eine geringe Absenkung zu erwarten ist. Diese relativ geringe Absenkung erklärt sich hauptsächlich durch die geringere Dicke des Reservoirs und den niedrigeren anfänglichen Reservoirdruck in N05-A im Vergleich zu diesen Referenzbereichen. Die Gasreservoirs von Nes, Moddergat, Lauwersoog, Anjum, N07-FA und Ameland haben alle

höhere Anfangsdrücke (480 - 570 bar) und größere Reservoirdicken (50 bis >110m, einschließlich Munnikezijl) (nlog.nl).

Tabelle 5.3 Vergleich der erwarteten berechneten Absenkungen kleiner Bereiche. Quelle: nlog.nl.

Gasfeld	Maximale Absenkung (cm, gerundet)	Radius 2 cm Kontur (km)	Hinweis
N05-A und umliegende Prospekte, alle gasführenden Prospekte, gleichzeitige Förderung	2,6	6-12	Cluster
N05-A und umliegende Prospekte, pro Schürfstelle	1,6	Nicht anwendbar	
N07-FA, Ameland	gesamt 40	6	Cluster
Lauwersoog	2	3	
Moddergat, Nes, Anjum	19	5	Cluster
Munnikezijl	11	5	
Blija- Zuidoost	2	1	Differenz Druckabfall: ca. 150 bar
Middelie	5	5	
Q16 Masche	2	6	Obertrias

6 Schlussfolgerungen

Dieser Bericht beschreibt die Erdbebenrisikobewertung und die Senkungsprognose für das Gasfeld N05-A und die umliegenden Prospekte. Grund für die Studie ist die Absicht von ONE-Dyas, einen Förderplan für das Gasfeld N05-A vorzulegen.

Erdbebenrisiko

Eine Analyse der Wahrscheinlichkeit eines Erdbebens wurde auf der Grundlage der Methodik zur Risikoanalyse von induzierten Beben durch die Gasförderung (DHAIS, van Eijs et al.; 2004, van Thienen-Visser et al., 2012; Staatstoezicht op de Mijnen, 2016) durchgeführt. Diese Analyse wurde für das Szenario der maximalen Gasproduktion durchgeführt. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass dieses Szenario von einer maximalen Schätzung der Abbau in N05-A und allen umliegenden Prospekte ausgeht, die vom Standort der N05-A-Plattform aus erschlossen werden können. Die strikte Anwendung von DHAIS zeigt, dass die Wahrscheinlichkeit des Auftretens eines Erdbebens für die Prospekte N05-A, N05-A-Noord und Diamant vernachlässigbar ist und für die Prospekte Tanzaniet-Oost und N05-A-Südost 19% beträgt. Basierend auf zusätzlichen Informationen vor Ort an den Prospekte, die sich auf dem Elastizitätsmodul des Reservoirs und des Deckgebirges konzentrieren, kann jedoch festgestellt werden, dass die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Erdbeben für alle Prospekte heruntergeschraubt und auf vernachlässigbar angepasst werden kann.

Bodensenkungsprognose

Es wurde eine Prognose der Absenkung an der Oberfläche (Meeresboden) für das Abbaufeld im Szenario der maximalen Gasproduktion am Ende der Gewinnung erstellt. Die Absenkung wurde modelliert, indem die Absenkung einer Reihe von Kernreservoirs überlagert und dann über die Gesamtfläche des Gasfeldes verteilt wurde. Die Berechnungen wurden für eine Reihe von Verdichtungskoeffizienten durchgeführt. Basierend auf diesen Berechnungen beträgt die zu erwartende Bodensenkung bei einem Verdichtungskoeffizienten von $0,035 \text{ GPa}^{-1}$ in der Mitte der Senkung 1,6 cm für das Gasfeld N05-A separat und 2,6 cm einschließlich der umliegenden Prospekte.

Das Speichergestein ist von einer dicken Schicht aus Rotliegend-Schiefer/Salz und Zechsteinsalz bedeckt. Die Auswirkung auf Bodensenkungen wurde untersucht. Dies geschah in einer Modellrechnung, bei der sich das Salz vollständig plastisch verformt. In diesem Extremfall kann es im Zentrum des Senkungsbeckens zu einer 35 % größeren Senkung kommen, was für den wahrscheinlichsten Verdichtungskoeffizienten von $0,035 \text{ GPa}^{-1}$ eine maximale Senkung von 2,2 cm für das Gasfeld N05-A allein oder 3,5 cm einschließlich der umliegenden Prospekte bedeutet. In beiden Fällen wird der Radius des Senkungsbeckens kleiner.

7 Referenzen

- Burgess, C.L., Clever, J.E., Corcoran, O.J., Cram, F.M., Hall, N.T. and Lunn, S.F (2018). Seismic discrimination of an overlooked basal Rotliegend reservoir opens a new play in the Dutch offshore, First Break December 2018
- van Eijs, R.M.H.E., F.M.M. Mulders, M. Nepveu (2004). Deterministische hazard analyse voor geïnduceerde seismiteit. TNO rapport NITG 04-171-C d.d. 7 april 2004.
- de Lange, G., & Creusen, A. (2017). Bodemdaling en aardbevingsrisico Q16-Charlie-Noord. Deltares; rapportnummer 11200728-002-BGS-0002.
- de Lange, G., & Luger, D. (2012). Bodemdalingstudie ONE Q16 Maasveld. Deltares; rapportnummer 1206772-000-BGS-0012.
- de Lange, G., Kruiver, P.P., et al. (2013). Nadere analyse trillingsrisico gasveld Q16-Maas - voor kademuur en waterkering. Deltares; Berichtnummer 1208139-000-BGS-0009.
- Eissa, E.A., & 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.
- Dietl, C. (2019). Poroelastic parameters N05-01-S1. Heiligenstadt, Deutschland: Gesteinslabor Dr. Eberhard Jahns.
- Fjaer, E. H. (2008). Petroleum related rock mechanics (2nd edition ed., Vol. Developments in Petroleum Science 53). Amsterdam: Elsevier.
- Hanks, T., and H. Kanamori (1979), Moment magnitude scale, J. Geophys. Res. 84, 2348-2350.
- Hettema, M., de Pater, C. (1998). The poromechanical behaviour of Felser sandstone: stress- and temperature-dependent. SPE/ISRM Eurock, (pp. 347-355). Trondheim Norway.
- Kanamori, H. (2001), Energy budget of earthquakes and seismic efficiency, in Earthquake Thermodynamics and Phase Transformations in the Earth's Interior, edited by R. Teisseyre, pp.293-305, Academic, Wlatham, Mass.
- Staatstoezicht op de Mijnen. (2016). Methodiek voor risicoanalyse omtrent geïnduceerde bevingen door gaswinning. Den Haag: Staatstoezicht op de mijnen.
- Pluymaekers, M.P.D., J.C. Doornenbal, H. Middelburg (2017). Velmod-3.1. TNO report 2017 R11014 with erratum page 67 Final. Data van nlog.nl
- van Thienen-Visser, K., Nepveu, M., Hettelaar, J. (2012). Deterministische hazard analyse voor geïnduceerde seismiteit in Nederland. TNO; rapportnummer 2012 R10198. www.nlog.nl
- Vermaas, T., Marges, V. (2017). Volumeanalyse oostelijke Wadden. Deltares; Berichtnummer 1230043-003-ZKS-0001.

Software

Plaxis (2018), Version 2018

A Zusammenfassende Tabellen der Gesteinsforschung

Tabelle 5 und 6 aus dem Bericht (Dietl, 2019) sind in diesem Anhang enthalten.



Geoteknisch Labor Dr. Eberhard Johns

1836 Poroeleastic parameters N05-01-S1

Table 5: Summary results of the compressibility tests.

In case of specimen 1836_PS04_06 the Biot coefficient had to be calculated based on c_{bp} , because c_{bc} was not determined. The relevant α value is shown in red. Consequently, for core sample 1836_PS04 four compressibility tests were done.

specimen	grain compressibility	bulk compressibility at constant pore pressure	bulk compressibility at constant confining pressure	Biot coefficient	Pore volume compressibility at changing pore pressure (suffix letter "d" for depletion and "i" for inflation)						Constant compaction coefficient (suffix letter "d" for depletion and "i" for inflation)				Horizontal depletion constant	
	c_g [MPa ⁻¹]	c_{bc} [MPa ⁻¹]	c_{bp} [MPa ⁻¹]		c_{d01} [MPa ⁻¹]	c_{d02} [MPa ⁻¹]	c_{i01} [MPa ⁻¹]	c_{i02} [MPa ⁻¹]	c_{d01} [MPa ⁻¹]	c_{d02} [MPa ⁻¹]	c_{i01} [MPa ⁻¹]	c_{i02} [MPa ⁻¹]	c_{d01} [MPa ⁻¹]	c_{d02} [MPa ⁻¹]	γ_{01}	γ_{02}
1836_PS02_01	1.33E-04	2.77E-04	1.95E-04	0.52	2.15E-03	2.11E-03	2.10E-03	2.11E-03	2.00E-04	1.02E-04	1.02E-04	1.01E-04	2.00E-04	1.18E-04	0.83	0.76
1836_PS02_02	9.05E-05	1.65E-04	1.22E-04	0.45	2.72E-03	2.68E-03	2.67E-03	2.68E-03	1.42E-04	9.13E-05	9.13E-05	9.18E-05	1.42E-04	9.61E-05	0.74	0.65
1836_PS02_04	1.38E-04	1.97E-04	1.28E-04	0.30	2.22E-03	2.15E-03	2.15E-03	2.15E-03	1.28E-04	8.33E-05	8.33E-05	8.10E-05	1.28E-04	8.68E-05	0.68	0.69
1836_PS04_06	6.79E-05	-	8.28E-05	0.18	1.95E-03	1.90E-03	1.94E-03	1.90E-03	4.02E-05	5.39E-05	5.39E-05	4.61E-05	4.02E-05	4.99E-05	0.60	0.59
1836_PS04_07	1.20E-04	1.33E-04	8.87E-05	0.10	1.62E-03	1.60E-03	1.59E-03	1.59E-03	6.66E-05	4.29E-05	4.29E-05	4.10E-05	6.66E-05	4.80E-05	0.62	0.58
1836_PS04_08	1.11E-04	1.13E-04	7.49E-05	0.02	1.59E-03	1.57E-03	1.57E-03	1.57E-03	7.70E-05	5.56E-05	5.56E-05	5.42E-05	7.70E-05	5.87E-05	0.74	0.69
1836_PS04_09	7.40E-05	1.25E-04	8.43E-05	0.41	1.84E-03	1.81E-03	1.82E-03	1.81E-03	7.10E-05	3.66E-05	3.66E-05	3.54E-05	7.10E-05	4.03E-05	0.71	0.67



Geotechnical Laboratory Dr. Eberhard Johns

1836 Poroelastic parameters N05-01-S1

Table 6: Compilation of all strength test results.

Green background: Brazilian tests; beige background: single-stage tests. Dimensional data are measured immediately before testing. All strength data – besides the ones determined by Mohr-Coulomb analysis (i.e. cohesion and [internal] friction angle) – were calculated based on total stress; Mohr-Coulomb data were determined based on effective stress. Effective stresses for the determination of the peak Mohr-Coulomb parameters were calculated applying the Biot coefficients gained from compressibility testing. Only in case of specimen 1836_PS02_03 an average Biot coefficient from the three measured ones of 0.42 was used. For the residual Mohr-Coulomb data a Biot coefficient of 1 was assumed, since pore pressure effectiveness on an already established fracture plane can be assumed to be at 100 %. In case of core sample 1836_PS04 the Mohr-Coulomb analysis under residual conditions is based on only three Mohr circles, because the Mohr circle for plug 1836_PS04_09 has a very big diameter and does not fit very well with the three remaining Mohr circles (see also Appendix F). Consequently, only a linear and not a bilinear shear straight was calculated leading to only one residual data set.

specimen	length [mm]	diameter [mm]	start test mass [g]	test density [g/cm ³]	confining pressure [MPa]	pore pressure [MPa]	tensile strength [MPa]	Young's modulus [GPa]	Poisson's ratio	peak compressive strength [MPa]	residual compressive strength [MPa]	peak friction angle (residual in brackets) [°]	peak friction coefficient (residual in brackets) [°]	peak cohesion (residual in brackets) [MPa]	peak unconfined compressive strength (residual in brackets) [MPa]
1836_PS02_01	50.72	25.30	58.94	2.31	15	10	-	3.40	0.22	49.44	38.96	ϕ 1: $35.3 \pm 1.5^\circ$ ϕ 2: $9.1 \pm 5.6^\circ$	μ 1: 0.71 μ 2: 0.16 (μ 1: 0.80) (μ 2: 0.42)	S_0 1: 1.9 ± 1.3 S_0 2: 35.9 ± 8.5 (S_1 1: 2.0 ± 0.7) (S_1 2: 15.0 ± 2.2)	C_0 1: 7.35 C_0 2: 84.22 (C_1 1: 8.33) (C_1 2: 46.46)
1836_PS02_02	50.71	25.29	59.14	2.32	30	20	-	5.33	0.07	102.23	73.56				
1836_PS02_03	50.63	25.30	58.41	2.29	45	25	-	7.02	0.05	142.26	119.59				
1836_PS02_04	50.82	24.51	60.46	2.52	60	30	-	8.53	0.07	163.47	148.61				
1836_PS02_05	18.36	25.42	20.95	2.25	-	-	1.43								
1836_PS04_06	50.84	25.32	64.12	2.50	15	10		7.78	0.11	126.87	43.96				
1836_PS04_07	50.72	25.32	63.95	2.50	30	20		9.86	0.11	165.61	73.89				
1836_PS04_08	50.71	25.34	64.03	2.50	45	25		11.67	0.06	220.49	108.51				
1836_PS04_09	50.71	25.34	64.06	2.50	80	40		12.47	0.05	321.94	245.40				
1836_PS04_10	19.46	25.34	24.43	2.49	-	-	5.94					ϕ 1: $47.3 \pm 4.1^\circ$ ϕ 2: $34.6 \pm 2.0^\circ$ (ϕ : $32.1 \pm 1.9^\circ$)	μ 1: 1.08 μ 2: 0.69 (μ : 0.63)	S_0 1: 7.6 ± 3.1 S_0 2: 17.9 ± 4.0 (S_1 : 5.2 ± 1.1)	C_0 1: 38.89 C_0 2: 68.19 (C_1 : 18.80)

B Berechnungen der relativen Steifigkeit. Karten und zusätzliche Daten

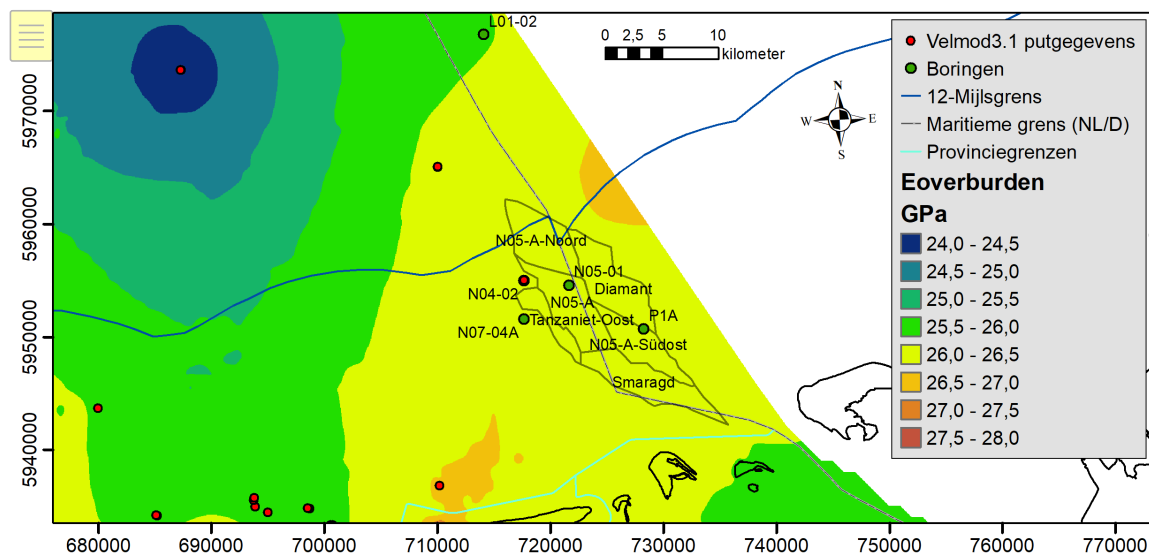


Abbildung B. 1 Statisches Elastizitätsmodul des Deckgebirges, unter Verwendung von VELMOD 3.1 (nlog.nl) und Daten aus hinzugefügten Bohrungen.

Tabelle B.1 V_p (m/s) der Zechsteingruppe und Silverpit Fm. in den beiden Bohrungen in deutschen Gewässern und neuer niederländischer Bohrung

	V_p Zechstein	V_p Silbersenkung
N05-01-S1	4588	4231
P1A	4500	4298
L01-02	4454	4098

Tabelle B.2 Parameter der Zechsteingruppe und der Silverpit Fm., die für die Berechnungen des E-Verhältnisses verwendet wurden

Parameter	Wert
Zechstein-Dichte (kg/dm^3)	2,25
Zechstein-Poissonzahl (-)	0,26
Zechstein V_s (m/s)	2585
Dichte der Silbersenkung (kg/dm^3)	2,62
Silverpit Poissonzahl (-)	0,26
Silverpit V_s (m/s)	2396

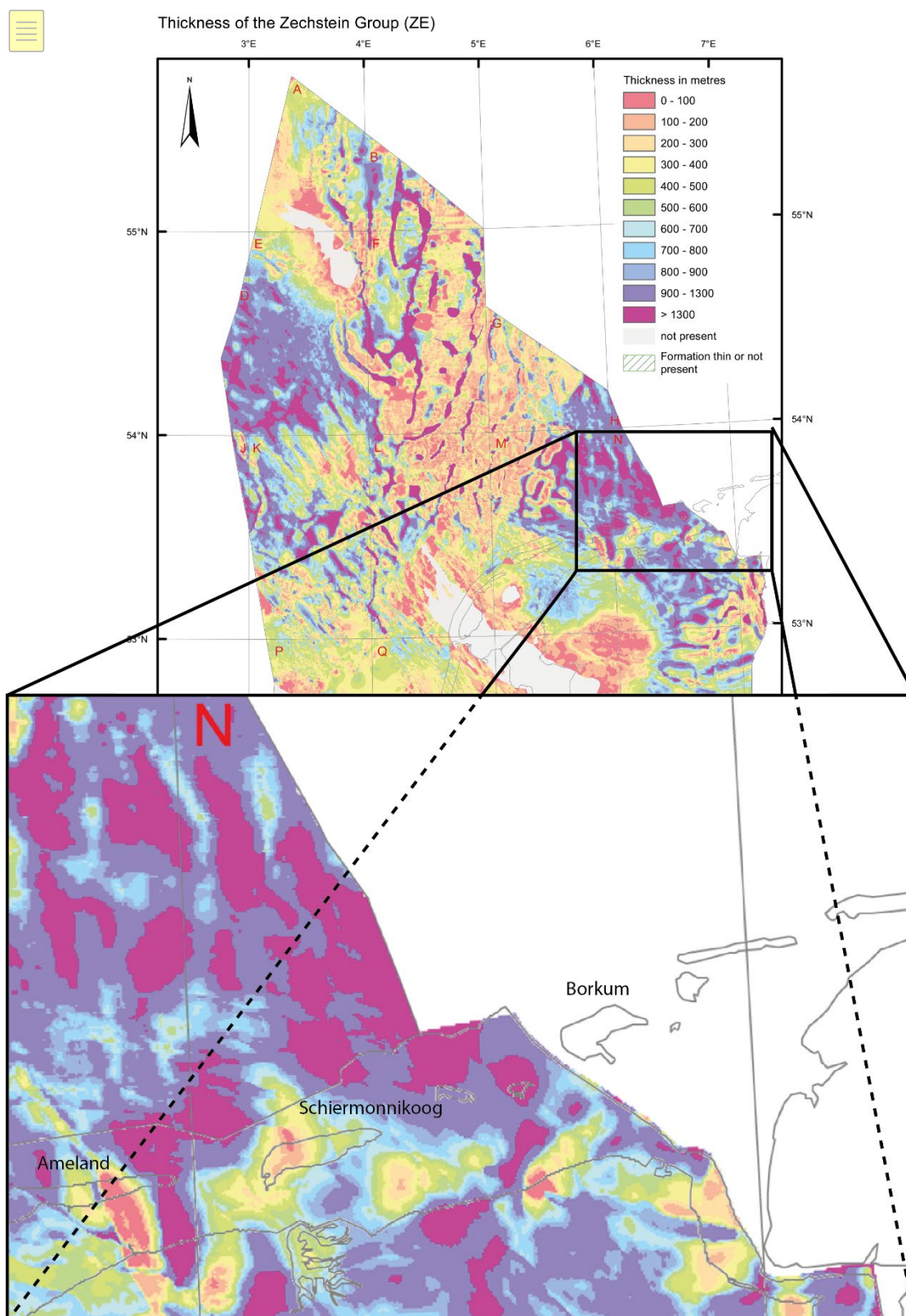


Abbildung B. 2D-Mächtigkeitskarte der Zechstein-Gruppe (Quelle: https://www.nlog.nl/sites/default/files/ze_thick_jan2012_offsh.pdf). Die Gebiete mit hohen E_{stat} -Werten in Abbildung B.2 bei Ameland, Schiermonnikoog und im Südwesten sind auf die geringe Dicke der Zechsteingruppe zurückzuführen.