

Bergschadenkundliche Senkungsprognose für die Schachtanlage Asse

Sachverständiger:

Univ. Prof. Dr.-Ing. habil. Anton Sroka

Professor am Institut für Markscheidewesen und Geodäsie
der TU Bergakademie Freiberg

Bearbeiter:

Dipl.-Ing. Diana Hößelbarth

Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Markscheidewesen und
Geodäsie der TU Bergakademie Freiberg

Dresden, Freiberg Juli 2005 – September 2006

Inhaltsverzeichnis:

1	Einführung	2
2	Der Übertragungsfaktor	3
3	Markscheiderisches Gebirgs- und Bodenbewegungsmodell	15
4	Bodenbewegungsmodell ASSE	27
5	Bestimmung der Asse – spezifischen Kennwerte des Voraus- berechnungsverfahrens von Kochmański.....	32
6	Senkungsvorausberechnung	36
7	Die Abschätzung der maximalen Pressungen und Zerrungen für die vorgegebenen Berechnungszeitpunkte	41
8	Der Einfluss der prognostizierten maximalen Bodenbewegungen auf die Objekte der Tagesoberfläche.....	43
9	Zur Genauigkeit der Senkungsprognose	45
10	Auswirkungen auf die Schachtanlage ASSE I	47
11	Literatur.....	52
	Anlagenverzeichnis	58

1 Einführung

Im Rahmen der Nachweisführung für die Langzeitsicherheit der Schachtanlage Asse werden Senkungsprognosen für vorgegebene Zeitpunkte benötigt.

Der Leistungsbereich dieser wissenschaftlichen Untersuchung beinhaltet folgende Elemente:

1. Analyse des Übertragungsfaktors zwischen untertägigen Konvergenzen und übertägigen Senkungen
2. Darstellung der markscheiderischen Vorausberechnungsverfahren zur Prognose abbaubedingter Gebirgs- und Bodenbewegungen mit spezieller Berücksichtigung der Besonderheiten der Schachtanlage Asse
3. Bestimmung der Asse – spezifischen Kennwerte des Verfahrens von Kochmański durch Anpassung an die in situ gemessenen Senkungen (Stand 2004) [GSF 1], unter Berücksichtigung der aktuellen markscheiderischen und geotechnischen Daten zu Hohlraum- und Konvergenzvolumina sowie der eingebrachten bzw. noch einzubringenden Versatzmengen [GSF 2], [GSF 3]
4. Vorausberechnung der zu erwartenden Senkungen für die ausgewählten Zeitschnitte im Zeitraum 2005 – 1000000, unter Berücksichtigung der vom Institut für Gebirgsmechanik in Leipzig prognostizierten sohlenbezogenen Konvergenzentwicklung [GSF 4], [GSF 5]
5. Plausibilitätsuntersuchung der vorausberechneten maximalen Senkungen
6. Bestimmung der maximalen Zerrung- und Pressungswerte für die ausgewählten Zeitschnitte.

2 Der Übertragungsfaktor

In den markscheiderischen Verfahren zur Vorausberechnung der, durch die Volumenen-entnahme im Gebirge bedingten, Gebirgs- und Bodenbewegungen sind im Allgemeinen zwei Kennwerte vorhanden, die die vertikale und die horizontale Größe der so genannten Senkungsmulde beschreiben.

Diese Kennwerte sind:

- der Abbau- bzw. Absenkungsfaktor a und
- der verfahrensspezifische Einwirkungs- bzw. Grenzwinkel β bzw. γ .

In der bergmännischen Praxis werden diese Kennwerte, auf der Basis von Senkungsmessungen in situ, mittels Parameteridentifikation bestimmt.

Für eine flözartige Lagerstätte, mit der Flözmächtigkeit M und der Teufenlage H , sind, im Falle des so genannten Vollflächenabbaues, die maximale Senkung s_{\max} und der horizontale Ausdehnungs- bzw. Einwirkungsradius R wie folgt zu berechnen:

$$s_{\max} = a \cdot M \quad (2.1)$$

$$R = H \cdot \cot \gamma . \quad (2.2)$$

Der horizontale Ausdehnungsradius R beschreibt die horizontale Entfernung zwischen der Abbaugrenze und der praktischen Senkungsgrenze.

Der Absenkungsfaktor a ist als eine Verhältniszahl zwischen dem Volumen der Senkungsmulde V_M und dem abgebauten Volumen V zu verstehen.

Die allgemeine Definition des Absenkungsfaktors lautet:

$$a(z) = \frac{V_M(z)}{V} \quad (2.3)$$

mit

V_M – Volumen der Senkungsmulde auf dem Niveau z über dem Abbau und

V – abgebautes Volumen.

Es ist ersichtlich, dass die Kennwerte a und γ (eigentlich $\cot \gamma$) wie Maßstabsfaktoren wirken. Der für den versatzlosen Steinkohlenbergbau an der Ruhr charakteristische Wert des Abbaufaktors von 0,9 bedeutet, dass das Volumen der Senkungsmulde 90 % des abgebauten Volumens entspricht.

Die Größe $\Delta a = 1 - a$ beschreibt demnach die relativen Volumenverluste, die durch die Auflockerung des den Abbau überlagernden Gebirges sowie, beim Flözabbau, durch die Entlastung des Liegenden und die daraus resultierende Sohlenhebung entstehen.

Im Steinkohlenbergbau in Deutschland erreichen die relativen Volumenverluste damit einen mittleren Wert von ca. 10 %.

Nach Sroka et al (1987) ergibt sich der Wert des Absenkungsfaktors a für die Tagesoberfläche aus dem Produkt des Konvergenzfaktors a_0 und des Volumenübertragungsfaktors a_1 , wobei diese Faktoren im Allgemeinen von der Abbauteufe H , der vertikalen Entfernung des Berechnungshorizontes vom Abbau z und von der Größe der Abbaufäche abhängig sind.

$$a(z,H) = a_1(z,H) \cdot a_0(H) \quad (2.4)$$

In dieser Formel beschreibt a_0 die Randbedingung in Form des, auf das abgebaute Volumen bezogenen, Konvergenzvolumens V_K (Formel 2.5).

$$a_0(H) = \frac{V_K(H)}{V} \quad (2.5)$$

Das Konvergenzvolumen ist beim Strebbau stark vom vertikalen Teufendruck abhängig. Der Term $a_1(z, H)$ beschreibt die Volumenübertragung von der oberen Grenze der Bruchzone bis zur Tagesoberfläche hin.

Die größten Volumenverluste finden in direkter Nachbarschaft des durch den Abbau entstandenen Hohlraumes statt. Beim Strebbau bildet sich über dem abgebauten Flöz eine Zone des chaotischen Bruches, deren Höhe nach Chudek et al (1969) mit Hilfe der Formel (2.6) zu beschreiben ist.

$$h = \frac{M}{\eta_{\max} - 1} \quad (2.6)$$

Dabei sind:

- h – Höhe der Bruchzone,
- M – gebaute Flözmächtigkeit,
- η_{\max} – gesteinsabhängiger maximaler Wert des Auflockerungsfaktors.

Die Werte des maximalen Auflockerungsfaktors liegen in den Grenzen zwischen 1,15 und 1,80 und sind von der Art und den geomechanischen Eigenschaften des direkten Hangenden abhängig. Mit steigendem vertikalem Druck hinter dem laufenden Streb wird die aufgelockerte Bruchzone verdichtet. Der Wert des Auflockerungsfaktors η_P , nach der Verdichtung der Bruchzone, liegt erfahrungsgemäß zwischen 1,05 und 1,15.

Der maximale Wert des Absenkungsfaktors für das Niveau der Tagesoberfläche ist demnach mit Hilfe der Formel (2.7) zu beschreiben.

$$a_{\max} = \bar{a}_0 = 1 - \frac{\eta_P - 1}{\eta_{\max} - 1} \quad (2.7)$$

Dieser Wert entspricht dem mittleren Wert des Abbaufaktors \bar{a}_0 an der oberen Grenze der Bruchzone. Die Volumenverluste in dieser Zone sind dann wie folgt:

$$\Delta a_0 = 1 - \bar{a}_0 = \frac{\eta_P - 1}{\eta_{\max} - 1}. \quad (2.8)$$

Die Höhe der über dem Strebbau entstandenen Bruchzone beträgt im deutschen Steinkohlenbergbau ca. das 2-fache der gebauten Mächtigkeit. Dies ergibt einen maximalen Auflockerungskoeffizienten η_{\max} von ca. 1,50.

Aufgrund der großen Abbauteufe ($H > 1000$ m) liegt der Wert des Auflockerungsfaktors, nach der Zusammenpressung der Bruchzone η_P , bei ca. 1,05. Diese beiden Werte, d. h. η_{\max} und η_P , ergeben einen maximalen Absenkungskoeffizienten von ca.

$$\bar{a}_0 = 1 - \frac{1,05 - 1}{1,50 - 1} = 0,9,$$

was die Erfahrungswerte in vollem Umfang bestätigt.

Die mittleren Volumenverluste in der Bruchzone betragen

$$\Delta \bar{a}_0 = 1 - \bar{a}_0 = 0,10,$$

d. h. ca. 10 % des abgebauten Volumens.

Die praktischen Senkungsbeobachtungen im Gebirge zeigen, dass oberhalb der Bruchzone nur verhältnismäßig sehr geringe Volumenverluste stattfinden. Dies hat die Auswertung der in situ gemessenen Senkungen bei Schachtbeobachtungen unter Abbaueinwirkung ergeben.

Die Größe des Koeffizienten a_1 wird nach Sroka et al (1987) wie folgt beschrieben:

$$a_1(z) = \exp[-\alpha \cdot (z - h)], \quad (2.9)$$

wobei

$$\alpha = 0,5 \cdot 10^{-4} \text{ m}^{-1} \text{ und}$$

z – die vertikale Entfernung des Berechnungshorizontes vom Abbau sind.

Für den Bruchbau sind in der Fachliteratur einige Formeln zur Bestimmung des Absenkungsfaktors zu finden. Hier sind speziell die Arbeiten von Pytlarz (1971), Szpetkowski (1974), Sroka (1976), Gromysz (1977) und Bartosik-Sroka (1980) zu nennen. Für den Versatzbau ist die Formel zur Bestimmung des mittleren Absenkungsfaktors wie folgt:

$$\bar{a}_0 = 1 - \frac{V_s}{V} (1 - \mu), \quad (2.10)$$

wobei:

V_s – das Versatzvolumen und

μ – der Kompressibilitätsfaktor des Versatzes sind.

Die Beobachtungen in situ beim Steinkohlenabbau ergaben, dass sich der Absenkungsfaktor a nur bis max. 150 - 200 m über dem Abbauniveau verändert. Für die Berechnungshorizonte über 200 m bleibt er praktisch konstant.

Die Analysen des Senkungsverhaltens, im Hinblick auf den Absenkungsfaktor beim Kammer-Pfeiler-Abbau im Salz oder bei Speicher- und Deponiekavernen, ergaben, dass bei geringen Konvergenzraten der Faktor a_1 den maximal möglichen Wert von 1,0 in der Regel erreicht. Hier sind u. a. Arbeiten von Haupt et al (1983), Sroka (1984), Hartmann (1984), Sroka und Hartmann (1985), Sroka et al (1987), Düsterloh (1993) und Preuße und Sroka (2000) anzugeben.

Der Wert des Faktors a_1 entspricht dem Wert des Abbaufaktors, wenn statt des abgebauten Volumens V die Volumenkonvergenz V_K als Ursache der Bodenbewegung betrachtet wird.

Die Konstanz des Abbaufaktors $a(z)$ oder $a_1(z)$ im Gebirge bedeutet, dass das Volumen der Senkungsmulde praktisch unveränderlich bleibt.

Die Annahme

$$a(z) = \text{konstant} \quad (2.11)$$

und daraus folgend

$$\frac{\partial a(z)}{\partial z} = 0 \quad (2.12)$$

wird in der Fachliteratur fälschlicherweise als der globale Nachweis der Dilationsfreiheit bzw. der fehlenden Auflockerung der über dem Abbau liegenden Schichten interpretiert. In der Literatur sind die Folgerungen, die aus der Formel (2.11) und (2.12) resultieren, mit der Folgerung des Deformationsprozesses ohne Volumenänderung gleichgesetzt. Diese Folgerung ist jedoch falsch.

Die Abhängigkeit

$$\theta = \frac{\Delta V}{V} = \sum_{i=1}^{i=3} \varepsilon_{ii} = 0, \text{ für } i = 1, 2, 3 \quad (2.13)$$

für alle Bereiche des beeinflussten Gebirges ist, wie die Beobachtungen in situ zeigen, nicht vorhanden.

Die globale Erkenntnis, dass das Volumen der Senkungsmulde über dem abgebauten Hohlraum konstant bleibt, ist darauf zurückzuführen, dass die durch den Abbau induzierten Pressungs- und Zerrungszonen summarisch in der gesamten beeinflussten Fläche $P(z)$, jedes Berechnungshorizontes z , in ihrer Wirkungsweise gleichwertig sind.

Dies führt zur Abhängigkeit

$$\sum \theta = \int_{P(z)} \sum_{i=1}^3 \varepsilon_{ii}(x, y, z) dP(z) = 0, \quad (2.14)$$

d. h. innerhalb der gesamten Einwirkungsfläche eines Berechnungshorizontes ist die Summe aller Volumenänderungen einzelner Gebirgselemente summarisch null.

Die von Dzegniuk (1970), Sroka (1973) und Pielok, Sroka (1980) durchgeführten Untersuchungen von Messungen in situ ergaben, dass die Summe der horizontalen Komponenten des Deformationstensors ca. 5 bis 10-mal größer als die vertikale Deformation ist.

$$5 < \left| \frac{\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}}{\varepsilon_{33}} \right| < 10 \quad (2.15)$$

Dies schließt die Abhängigkeit (2.13) definitiv aus. Eine von Pielok und Sroka (1980) angegebene Formel beschreibt die Abhängigkeit zwischen den Deformationskomponenten wie folgt:

$$\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + k(z, H) \varepsilon_{33} = 0, \quad (2.16)$$

wobei man für das Niveau der Tagesoberfläche, d. h. für $z = H$,

$$k(H) = \frac{\sqrt{2\pi}}{n} \tan \beta \quad (2.17)$$

mit:

β – den Haupteinwirkungswinkel für die Theorie von Knothe und

n – den Grenzflächenkoeffizient

bekommt.

Der so genannte Grenzflächenkoeffizient n beschreibt die Änderung des Vollflächen- bzw. des Einwirkungsradius R im Gebirge. Der Verlauf des Einwirkungsradius R wird mit der Formel (2.18) beschrieben.

$$R(z,H)=R(H) \cdot \left(\frac{z}{H}\right)^n = H^{1-n} \cdot z^n \cdot \cot \beta \quad (2.18)$$

In der Tabelle 2.1 sind einige Literaturwerte für den Grenzflächenkoeffizienten zusammengestellt.

Nr.	Name		Grenzflächenkoeffizient n
1	Budryk	(1953)	$\sqrt{2\pi \cdot \tan \beta}$
2	Mohr	(1958)	0,65
3	Krzysztoń	(1965)	1,0
4	Drzęźła	(1972)	0,525
5	Sroka, Bartosik-Sroka	(1974)	0,5
6	Drzęźła	(1975)	0,665
7	Gromysz	(1977)	0,61
8	Drzęźła	(1979)	$0,47 \leq n \leq 0,49$
9	Drzęźła	(1989)	$0,45 \leq n \leq 0,70$
10	Preuße	(1990)	0,54

Tab. 2.1: Einige Literaturangaben zum Wert des Grenzflächenkoeffizienten
(Dzegniuk et al, 2003)

Durch die ungleiche Massenbewegung wird die Belastung der Gesteinsmatrix verändert. Daraus resultiert eine Verformung des Gebirgsgesteins, die sich für den elastischen Fall mittels der nachfolgenden Formel ausdrücken lässt:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11} &= \frac{1}{E} [\sigma_{11} - \nu(\sigma_{22} + \sigma_{33})] \\ \varepsilon_{22} &= \frac{1}{E} [\sigma_{22} - \nu(\sigma_{11} + \sigma_{33})] \\ \varepsilon_{33} &= \frac{1}{E} [\sigma_{33} - \nu(\sigma_{11} + \sigma_{22})] \end{aligned} \quad (2.19)$$

mit:

- $\varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}$ – Deformationen,
 $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$ – Normalspannungen,
 E – Elastizitätsmodul und
 ν – Poissonsche Zahl.

Die Volumenänderung eines kleinen endlichen Gesteinselementes ist dann

$$\theta = \sum_{i=1}^3 \varepsilon_{ii} = \frac{1-2\nu}{E} \sum_{i=1}^3 \sigma_{ii} . \quad (2.20)$$

Es ist ersichtlich, dass es nur beim Sachverhalt

$$\sum_{i=1}^3 \sigma_{ii} = 0, \text{ oder} \quad (2.21)$$

$$\nu = 0,5$$

zu keiner Volumenänderung im Gebirge kommen kann.

Die Umgestaltung der Formel (2.16) ergibt für das Niveau der Tagesoberfläche:

$$\theta(H) = \sum_{i=1}^3 \varepsilon_{ii}(H) = (1-k(H)) \cdot \varepsilon_{33}(H), \quad (2.22)$$

wobei: $\varepsilon_{33} = \frac{\partial s}{\partial z}$ und

s – die Senkung

sind.

Für das Innere des Gebirges bekommt man:

$$\theta(z) = \sum_{i=1}^3 \varepsilon_{ii}(z) = (1-k(z,H)) \cdot \varepsilon_{33}(z) \quad (2.23)$$

mit $k(z,H) = \frac{\sqrt{2\pi}}{n} \left(\frac{z}{H} \right)^{1-n} \cdot \tan \beta(H).$

Direkt über dem Abbau entsteht eine aufgelockerte Zone, die in vertikaler Richtung in eine Pressungszone übergeht. Die Grenze zwischen den beiden Zonen ist aus der Gleichung

$$1 - k(z, H) = 0$$

zu bestimmen.

Unter Berücksichtigung der Formel (2.23) bekommt man

$$Z_{\omega} = 1 - n \sqrt{\frac{n}{\sqrt{2\pi}} \cdot \cot \beta} \cdot H \quad (2.24)$$

und für $n = 0,5$

$$Z_{\omega} = \left(\frac{0,5}{\sqrt{2\pi}} \cdot \cot \beta \right)^2 \cdot H = 0,0398 \cdot \cot^2 \beta \cdot H. \quad (2.25)$$

Für eine Teufe von 490 m (490 m – Sohle) und einen Wert des Haupteinwirkungswinkels von ca. 40 gon bekommt man, dass die Auflockerungszone, zentral über dem abgebauten Hohlraum, ca. 37 m über dem Niveau der 490 m Sohle endet und in eine Pressungszone übergeht. Diese Ergebnisse sind prinzipiell auch auf die SchachtanlageASSE übertragbar.

In der Abbildung 2.1 wurden schematisch die Verteilungen der vertikalen Deformation ε_{33} über einem einzelnen Abbauhohlraum für drei Berechnungshorizonte dargestellt. Die dazugehörigen Verteilungen der relativen Volumenänderung $\theta(d, z)$ für diese drei Berechnungsniveaus sind den Abbildungen 2.2 und 2.3 zu entnehmen.

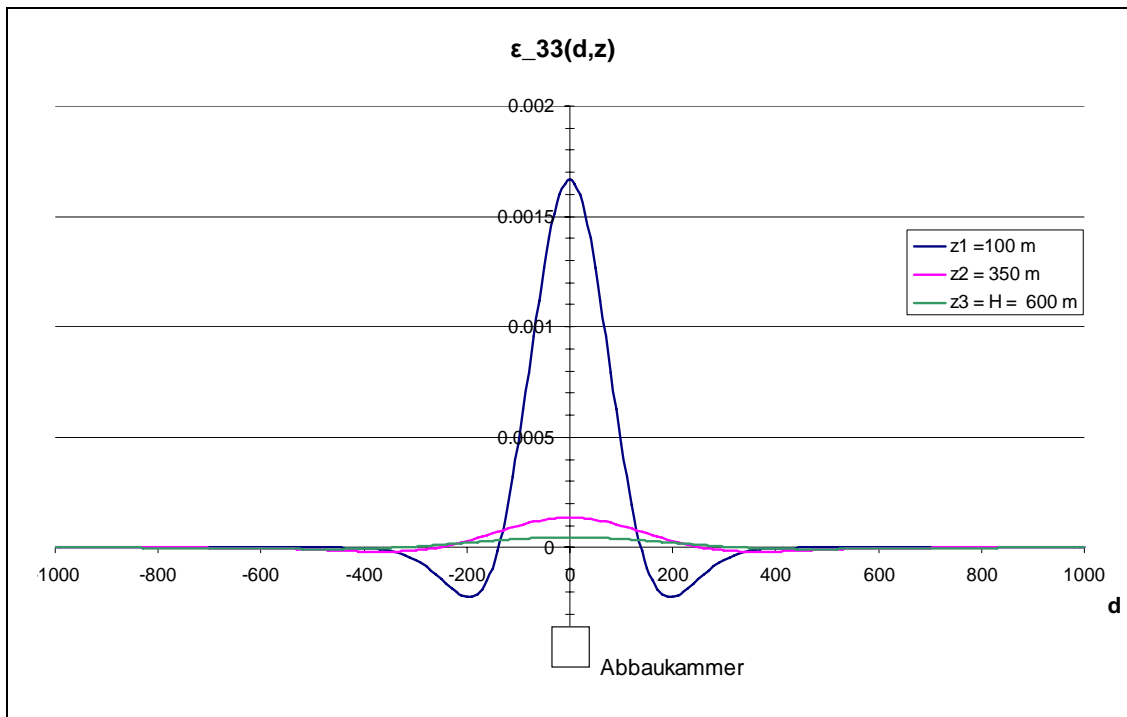


Abb. 2.1: Verteilung der vertikalen Deformation ε_{33} über einem einzelnen Abbauhohlraum für drei Berechnungsniveaus

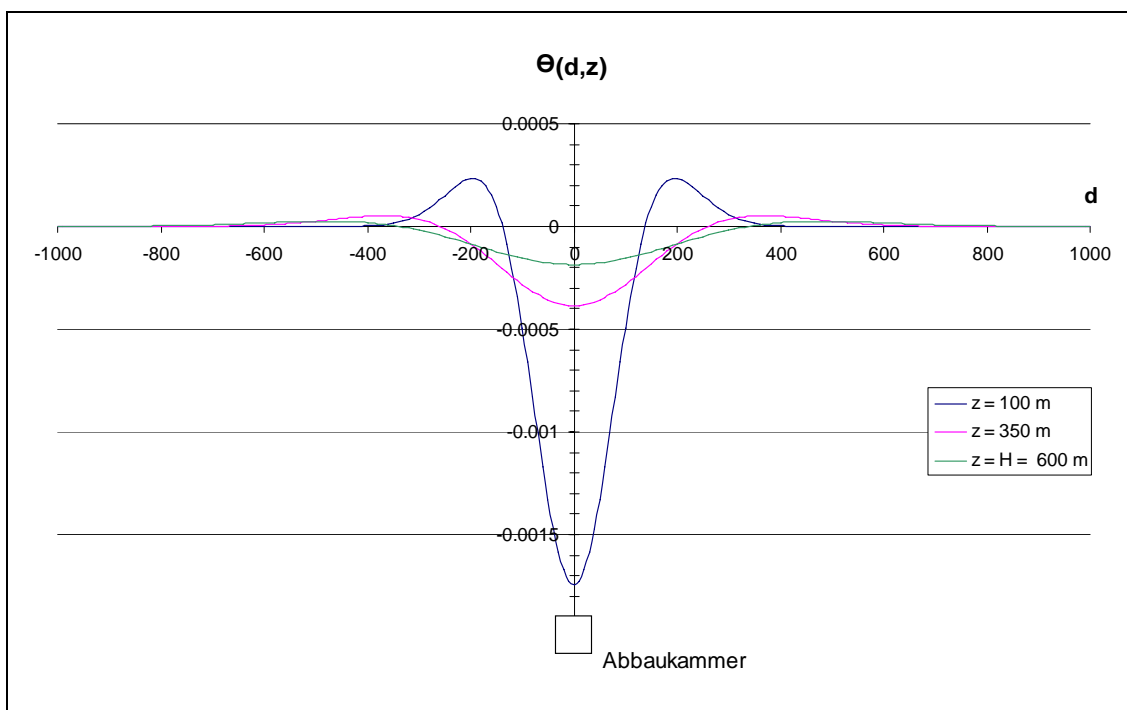


Abb. 2.2: Verteilung der relativen Volumenänderung $\theta(d,z)$ für die drei Berechnungsniveaus

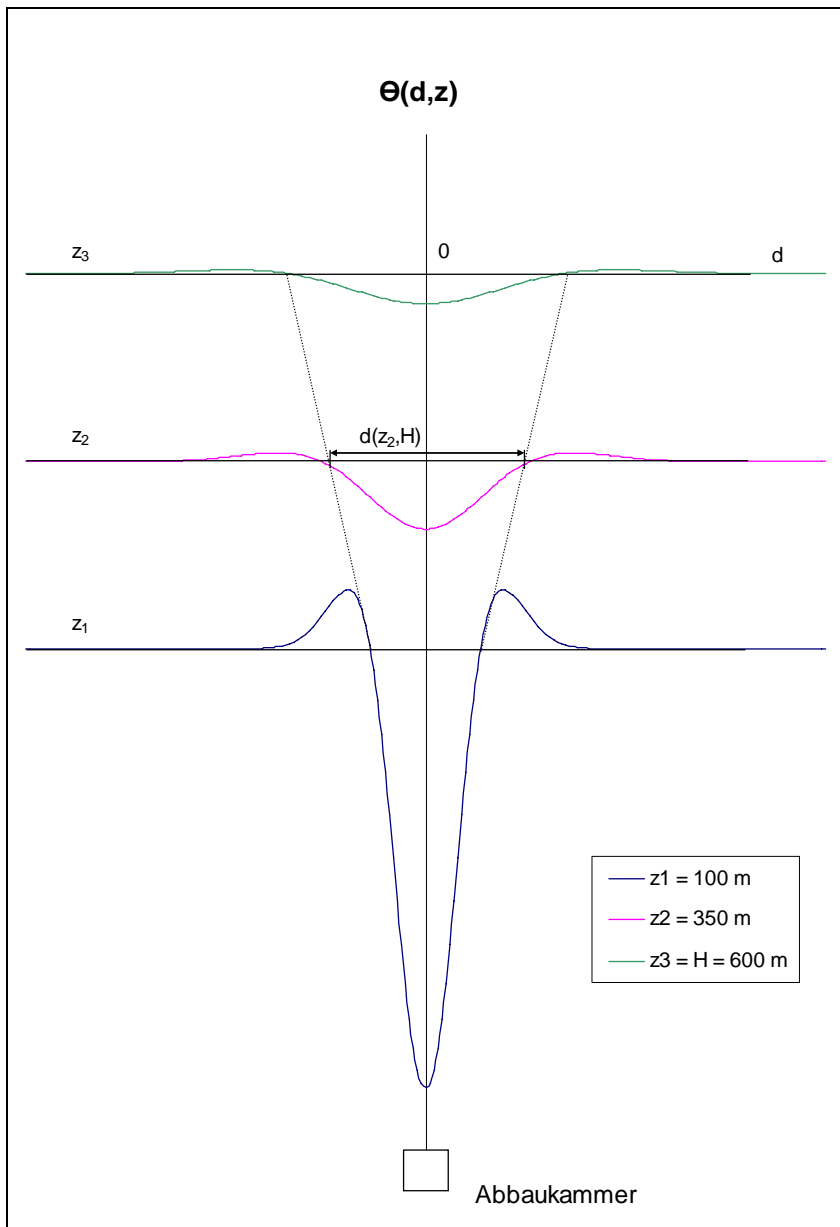


Abb. 2.3: Verteilung der relativen Volumenänderung $\theta(d,z)$ für die drei Berechnungsniveaus

Die horizontale Breite der Pressungszonen, d. h. der negativen relativen Volumenänderungen über dem Abbauhohlraum, ist, nach dem Verfahren von Knothe, mittels der Formel (2.26) zu berechnen (s. Abb. 2.3).

$$d(z,H) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot R(z,H) = 1,13 \cdot H^{1-n} \cdot z^n \cdot \cot \beta(H) \quad (2.26)$$

Die grundrissliche Darstellung der relativen Volumenänderung ist in der Abbildung 2.4 dargestellt.

3 Markscheiderisches Gebirgs- und Bodenbewegungsmodell

Das allgemeine Schema des markscheiderischen geometrisch-integralen Senkungsmodells stellen die Abbildungen 3.1a und 3.1b dar.

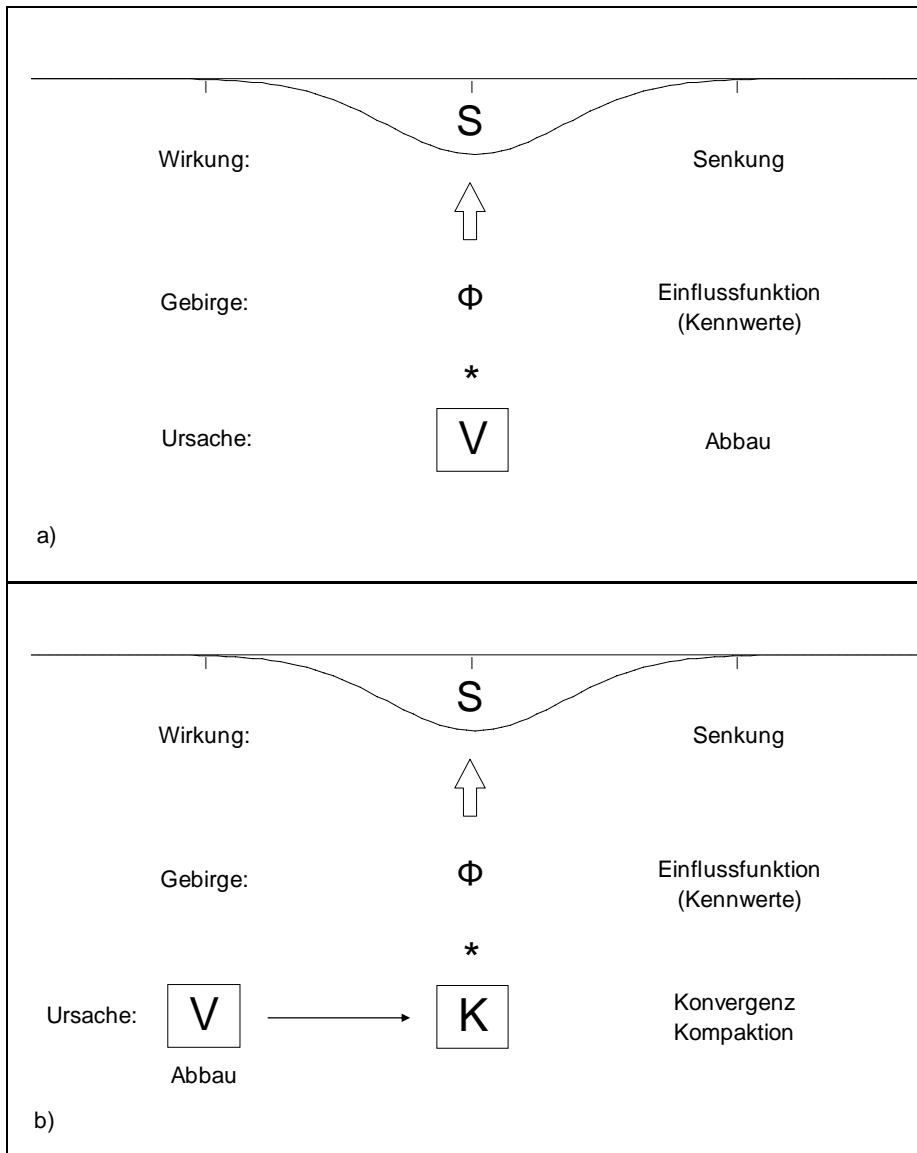


Abb. 3.1: Schematischer Zusammenhang zwischen der Ursache (Abbau) und der Wirkung (Senkung)

Das übliche für den Strebabbau im Steinkohlenbergbau charakteristische Schema verbindet den Abbau als Ursache direkt mit der Senkung als Wirkung (Abb. 3.1a). Der Strebhohlraum konvergiert sehr schnell, so dass die so genannte Baufeldkonvergenz, in Abhängigkeit von der Abbauteufe, der Streblänge und -breite, der geomechanischen Eigenschaften des über dem Abbau liegenden Gebirges, der Durchbauung und der

Für einen infinitesimalen Abbau mit dem Volumen dV ist die diesem Abbau zugeordnete elementare Endsenkungsmulde $ds(r)$ mit Hilfe der Formel (3.1) zu beschreiben.

$$ds(r) = a \cdot \phi(r) \cdot dV \quad (3.1)$$

Der so genannte Abbau- bzw. Absenkungsfaktor a beschreibt den relativen Anteil des senkungsaktiven Abbau- bzw. Konvergenzvolumens oder indirekt die Volumenverluste im überlagernden Gebirge (Sroka et al, 1987).

Die sechs wichtigsten Einfluss- bzw. Transformationsfunktionen, aus Sicht früherer und aktueller Anwendungen, sind der Tabelle 3.1 zu entnehmen.

Nr.	Name	Einflussfunktion $\Phi(r)$	Kennwerte
1	Bals (1931/1932)	$\frac{1}{\pi \cdot \ln(1 + \tan^2 \xi_{Gr})} \cdot \frac{1}{r^2 + H^2}$	$\xi_{Gr}; r \leq H \cdot \tan \xi_{Gr}$
2	Beyer (1944)	$\frac{3}{\pi} \cdot \frac{1}{R_B^2} \cdot \left(1 - \frac{r^2}{R_B^2}\right)^2$	$\gamma_B; R_B = H \cdot \cot \gamma_B$ $r \leq R_B$
3	Knothe (1953)	$\frac{1}{R_K^2} \cdot \exp\left(-\pi \cdot \frac{r^2}{R_K^2}\right)$	$\beta; R_K = H \cdot \cot \beta$
4	Kochmanski (1955)	$\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot r_0^2 \cdot c(b)} \cdot \exp\left(-\left(\frac{r}{r_0}\right)^b\right)$	$r_0, b; c(b) = \int_0^\infty \lambda \cdot \exp(-\lambda^b) \cdot d\lambda$
5	Ruhrkohle - Verfahren* (1961)	$\frac{k}{\pi} \cdot \frac{1}{R_R^2} \cdot \exp\left(-k \cdot \frac{r^2}{R_R^2}\right)$	$\gamma; k = -\ln 0,01$ $R_R = H \cdot \cot \gamma$
6	Geertsma (1973)	$\frac{1 - \nu}{2 \cdot \pi} \cdot \frac{H}{(r^2 + H^2)^{3/2}}$	ν

(* In der Fachliteratur auch als Verfahren von Ehrhardt – Sauer bezeichnet)

Tab. 3.1: Einflussfunktionen und ihre modellspezifischen Kennwerte

Die in der Tabelle 3.1 verwendeten Variablen haben die nachfolgenden Bedeutungen:

r – horizontale Entfernung des Berechnungspunktes vom Abbauelement,

H – Teufe des Abbauelementes,

R – verfahrensspezifische Einwirkungsradien,

ξ, β, γ – verfahrensspezifische Einwirkungs- bzw. Grenzwinkel,

- r_0 – Skalenkennwert für die horizontale Ausdehnung der Senkungsmulde und
 b – Gestaltskennwert.

Die in der Tabelle 3.1 angegebenen Einflussfunktionen gelten für eine horizontale Struktur des den Abbau überlagernden Gebirges, d. h. für eine horizontale Schichtenlage. Im Falle geneigter Struktur (Abbildung 3.3) sind die Einflussfunktionen entsprechend zu erweitern.

Die Vorausberechnung wird in der Praxis für kleine endliche Abbauelemente durchgeführt. Die Rasterung bzw. Unterteilung des Abbaus in kleine quadratische Elemente mit der Höhe M (M – gebaute Mächtigkeit) geschieht in der Regel automatisch. Die Grundsätze zur Bestimmung der Rastergröße wurden u. a. von Sroka (1976) und Hejmanowski (2004) formuliert.

Für kleine endliche Abbauelemente ist die Abhängigkeit zwischen der Endsenkung $s(r)$ und dem Volumen V des Abbauelementes wie folgt definiert:

$$s(r) = a \cdot \phi(r) \cdot V. \quad (3.2)$$

Die gesamte Endsenkung eines Punktes wird dann mittels der linearen Superposition, d. h. durch die Summe der Endsenkungen der einzelnen Abbauelemente, berechnet.

In der Formel (3.2) sind die Senkung und die Einflussfunktion, aus Übersichtsgründen, nur als Funktion der horizontalen Entfernung r zwischen dem Berechnungspunkt und dem Abbauelement angegeben. Es ist selbstverständlich, dass diese Abhängigkeit, die nur im Falle horizontaler Lagerung der den Abbau überlagernden Schichten sowie der Isotropie und der Homogenität des Gebirges gilt, auch von der Abbauteufe und von dem horizontalen verfahrensspezifischen Einwirkungsradius abhängig ist. In den markscheiderischen Bodenbewegungsmodellen wird der Einwirkungsradius indirekt durch verschiedene, die Einwirkung begrenzende, Winkel beschrieben.

Dieser Winkel wird in der Theorie von Knothe als Haupteinwirkungswinkel β und im Ruhrkohle-Verfahren als Grenzwinkel γ bezeichnet. Beide Verfahren führen, in der klassischen Fassung, zu gleichen Ergebnissen, wenn zwischen beiden Winkeln die folgende Bedingung erfüllt ist:

$$\pi \cdot \tan^2 \beta = k \cdot \tan^2 \gamma \quad (3.3)$$

wobei $k = -\ln 0,01$.

Von den in der Tabelle 3.1 dargestellten Einflussfunktionen befinden sich heute die Einflussfunktionen von Knothe, von Kochmański und die des Ruhrkohle-Verfahrens in breiter Anwendung. Speziell die Theorie von Knothe wird weltweit, u. a. in China, USA, Australien und in vielen europäischen Ländern, angewandt.

Die Theorie von Knothe und das Ruhrkohle-Verfahren verwenden zur Vorausberechnung abbaubedingter Gebirgs- und Bodenbewegungen eine entsprechend parametrisierte Gaußsche Funktion. Die in der Tabelle 3.1 angegebenen Verfahren von Kochmański (1955) und Geertsma (1973) bilden hier eine Ausnahme.

Die Gaußsche Funktion ist durch die allgemeine Lösung von Litwiniszyn, auf der Basis der stochastischen Medien, sehr gut theoretisch begründet. Für die räumliche, d. h. die 3D – Lösung (ohne Zeit) enthält diese Lösung 63 Kennwerte, die die Übertragungseigenschaften des Gebirges beschreiben. Diese Kennwerte sind in drei Gruppen unterteilt, deren Bedeutung sehr leicht für eine ebene Lösung, d. h. 2D – Lösung, unter Annahme eines isotropen und homogen geschichteten Gebirges (Abb. 3.3), zu erklären ist. Hier reduziert sich die Anzahl der Kennwerte auf drei, einer pro Gruppe.

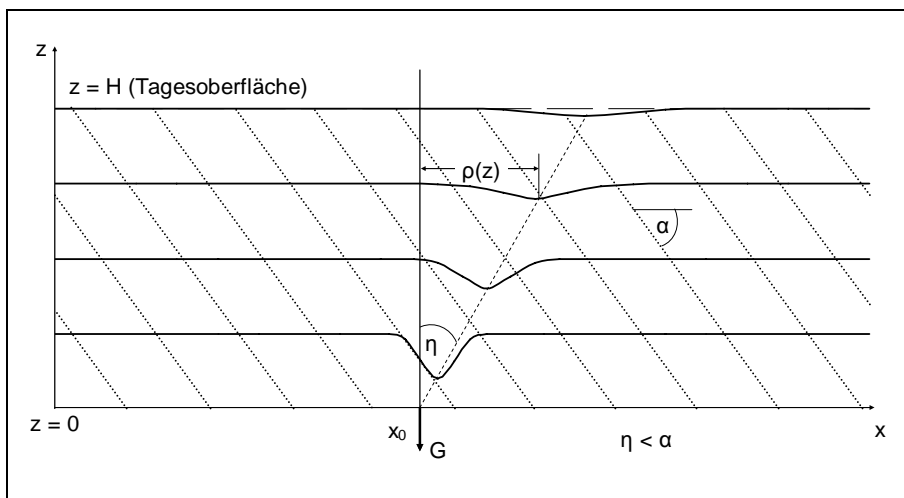


Abb. 3.3: Schematische Darstellung zur Bildung einer Senkungsmulde für den Fall eines homogen geschichteten Gebirges

Die die Bewegung beschreibende Differentialgleichung ist, nach der Lösung von Litwiniszyn für den ebenen Fall, wie folgt definiert:

$$\frac{\partial s(x,z)}{\partial z} = K(z) \cdot \frac{\partial^2 s(x,z)}{\partial x^2} + M(z) \cdot \frac{\partial s(x,z)}{\partial x} + N(z) \cdot s(x,z), \quad (3.4)$$

wobei $K(z)$, $M(z)$ und $N(z)$ teufenabhängige Materialkennwerte sind.

Die Lösung dieser Gleichung lautet:

$$s(x, z) = \frac{G}{\sqrt{4 \cdot \pi \cdot \xi(z)}} \cdot \exp \left[-\frac{(x - x_0 - \rho(z))^2}{4 \cdot \xi(z)} + A(z) \right], \quad (3.5)$$

wobei:

$$\xi(z) = \int_0^z K(\mu) \cdot d\mu,$$

$$\rho(z) = \int_0^z M(\mu) \cdot d\mu,$$

$$A(z) = \int_0^z N(\mu) \cdot d\mu \text{ und}$$

G – die vertikale Profilfläche eines elementaren Abbaus sind.

Der Vergleich dieser Lösung mit den Lösungen von Knothe und dem Ruhrkohle-Verfahren, für das Niveau der Tagesoberfläche, d. h. für $z = H$, führt zu den nachfolgenden Erkenntnissen:

$$a = \exp(A(H)) \quad (3.6)$$

$$\text{Ruhrkohle-Verfahren:} \quad \gamma = \arctan \left(\frac{H}{2 \cdot \sqrt{k \cdot \xi(H)}} \right) \quad (3.7)$$

$$\text{Theorie von Knothe:} \quad \beta = \arctan \left(\frac{H}{2 \cdot \sqrt{\pi \cdot \xi(H)}} \right). \quad (3.8)$$

Der Kennwert $\rho(z)$ beschreibt die Verschiebung der Senkungmulde in Richtung des Einfallens. Es ist jedoch zu unterstreichen, dass die elementaren Senkungsmulden symmetrisch sind. Der Verschiebungsbetrag der Senkungmulde $\rho(z)$ ist stark abhängig vom Einfallen α der Schichten des den Abbau überlagernden Gebirges.

Der zur Bestimmung der Verschiebung $\rho(z)$ benötigte Winkel η wird in der Fachliteratur mit Hilfe verschiedener Formeln berechnet. Für die Tagesoberfläche werden hier beispielhaft drei Formeln angegeben:

polnischer Bergbau:

$$- \eta = \lambda \cdot \alpha \text{ mit} \quad (3.9)$$

$$0,4 \leq \lambda \leq 0,7 \text{ und für } \alpha < 40^\circ$$

$$- \eta = \frac{500 \cdot \alpha}{500 + \alpha^2} \quad (3.10)$$

$$\text{für } \alpha < 36^\circ$$

Ruhrkohle-Verfahren:

$$- \eta = \alpha \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{100}\right) \quad (3.11)$$

$$\alpha \text{ in gon.}$$

Der Vorgang der Verschiebung der elementaren Senkungsmulde wird z. B. im, von der Deutschen Steinkohle AG verwendeten, Programm CadBerg von Wieland (1984) mittels vier richtungsabhängiger Wirkungswinkel realisiert. Die Gaußsche Einflussfunktion ist für den elementaren Abbau mit einer Transformationsfunktion identisch. Die Gaußsche Transformation symbolisiert hier eine Art der stochastischen Betrachtung des abbaubedingten Deformationsprozesses.

Da im Gebirge praktisch keine identischen Zusammensetzungen, Strukturen, Belastungs- und Festigkeitsmerkmale in benachbarten Elementen zu finden sind, kommt man zu dem Ergebnis, dass das Gebirge ein Medium mit einer sehr großen Anzahl von Freiheitsgraden ist. Es ist verständlich, dass ein im Gebirge ablaufender Deformationsprozess dann nur mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit zu einem definierbaren Ergebnis führt. Die Übertragung der Lösungen, die mit der Theorie der stochastischen Medien, bei Annahme von Isotropie und Homogenität, identisch sind, ist nur dann zutreffend, wenn das Gebirge stark

durchbaut ist. Die Theorie der stochastischen Medien geht von einem losen und geometrisch homogen zerteilten Gebirge, wie z. B. Sand, aus. Das ist jedoch in Wirklichkeit nicht der Fall.

Aus diesen Gründen ist es besser, die Student-Verteilung oder die Verteilung vom Typ (3.12) anzuwenden (Hözelbarth und Sroka, 2006).

$$\varphi(r,z) = \frac{c(p)}{2 \cdot \sigma(z)} \cdot \exp\left(-\frac{1}{p} \cdot \left(\frac{|x|}{\sigma(z)}\right)^p\right) \quad (3.12)$$

Der Verlauf der Funktion (3.12) ist für einige Werte des Kennwertes p und für $\sigma = 1$ in der Abbildung 3.4 dargestellt.

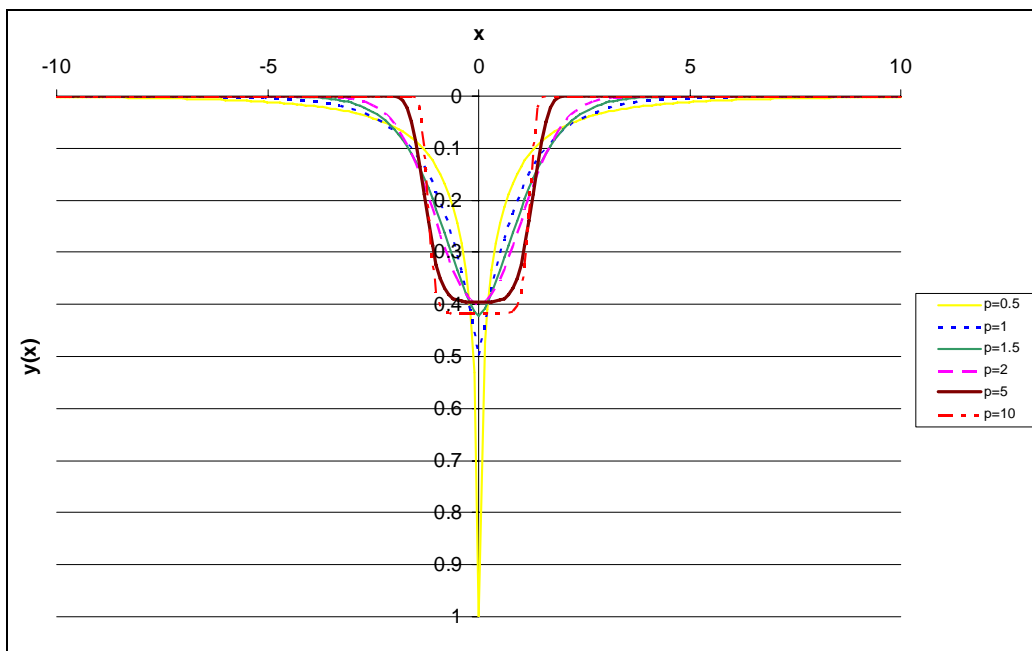


Abb. 3.4: Verlauf der Funktion (3.12) für einige ausgewählte p – Werte und für $\sigma = 1$

Die durchgeführten Anpassungen an die Messungen in situ ergaben, dass für die Abbaue einer einzelnen Flözebene der Kennwert p kleiner als 2 ist. Mit steigender Durchbauung steigt auch der Wert dieses Kennwertes.

Die Abbildung 3.5 zeigt die Anpassung der Senkung, die durch den Abbau des Erzbergwerkes Konrad verursacht wurde, für das Profil H = 5783,25 (Stand 1983).

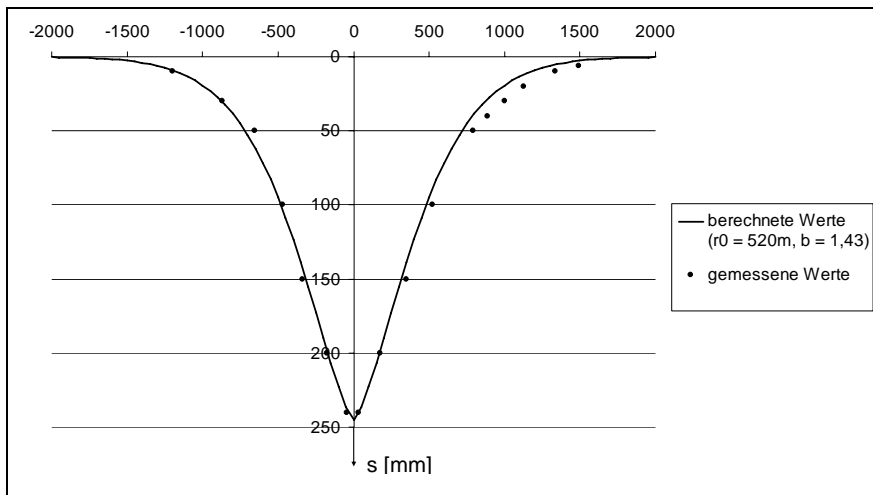


Abb. 3.5: Schacht Konrad, Profil H = 5783,25 (Stand 1983),
Vergleich berechnete – gemessene Senkungen

Es ist ersichtlich, dass die Funktion (3.12), für den räumlichen Fall, identisch mit der Einflussfunktion von Kochmański (Tab. 3.1) ist. In seiner Dissertation hat Stoch (2005) für den Steinkohlenabbau in Polen für den Kennwert p (b nach Kochmański) den nachfolgenden Wertebereich erhalten:

$$1,65 \leq b \leq 2,58.$$

Eigene frühere Berechnungen für ein Kavernenfeld und die Schachtanlage Asse haben zu wesentlich kleineren Werten als 2 geführt.

Die Wirkungsweise der beiden Elemente – geneigte Lagerung und Anisotropie – ist schematisch der Abbildung 3.6 zu entnehmen (Sroka et al, 1988).

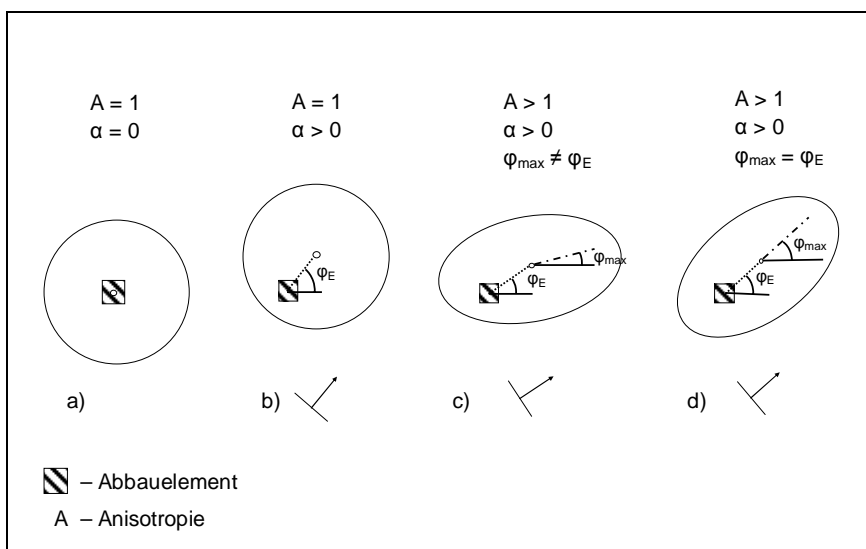


Abb. 3.6: Wirkungsweise der Elemente: geneigte Lagerung und Anisotropie

Für den Fall flacher horizontaler Lagerung und isotroper Gebirgseigenschaften verlaufen die Senkungsisolinien konzentrisch (Kreise) um das Abbauelement (Abb. 3.6a). Bei geneigter Lagerung und isotropen Gebirgseigenschaften kommt es zu einer Verschiebung, der im Grundriss kreisförmigen Senkungsmulde, in die Richtung des Einfallens (Abb. 3.6b).

Die Annahme einer geneigten Lagerung und einer Übertragungsanisotropie des Gebirges führt zu einer elliptischen Senkungsmulde (Abb. 3.6c), wobei hier die Richtungen des Einfallens φ_E und die Richtungen der maximalen horizontalen Muldenausdehnung φ_{max} nicht identisch sind. Den durchgeführten Anpassungen an Messungen in situ ist zu entnehmen, dass die Richtungen φ_E und φ_{max} praktisch gleich sind (Abb. 3.6d).

Von den hier dargestellten Problembereichen kommt, speziell für die Schachtanlage Asse, der Zeitfunktion eine sehr wichtige Rolle zu.

Für ein kleines endliches Abbauelement ist die zeitliche Senkung allgemein mittels der nachfolgenden Formel beschreibbar:

$$s(r, t) = s(r) \cdot z(t), \quad (3.13)$$

wobei $z(t)$ die Zeitfunktion ist.

In Sroka (2003) wurde ein Überblick über die Zeitfunktionen markscheiderischer Bodenbewegungsmodelle publiziert. Die vorgestellten Modelle beschreiben die zeitliche Wirkung eines endlichen Abbauelementes, unter der Annahme, dass der Abbau dieses Elementes im Moment $t = 0$ stattgefunden hat.

Die wichtigsten Zeitfunktionen sind nachfolgend zusammengestellt.

1. Knothe (1953)

$$z(t) = 1 - \exp(-c \cdot t) \quad (3.14)$$

2. Martos (1956)

$$z(t) = 1 - \exp(-\alpha \cdot t^2) \quad (3.15)$$

3. Trojanowski (1972/1973)

$$z(t) = 1 - \exp\left(-\int_0^t c(\lambda) \cdot d\lambda\right) \quad (3.16)$$

4. Schober, Sroka (1983)

$$z(t) = 1 - \frac{f}{f - \xi} \cdot \exp(-\xi \cdot t) + \frac{\xi}{f - \xi} \cdot \exp(-f \cdot t) \quad (3.17)$$

5. Sroka (1984)

$$z(t) = C \cdot \ln(B \cdot t + 1) \quad (3.18)$$

6. Kittlaus (1986)

$$z(t) = 1 - \exp(-\mu \cdot t^{0.5}) \quad (3.19)$$

7. Schreiner, Kamlot (1991)

$$z(t) = \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{t_0}\right)\right)^2 \quad (3.20)$$

8. Kowalski (1999)

$$\begin{aligned} z(t) &= 0 \text{ für } 0 < t \leq t_0 \\ z(t) &= 1 - A \cdot \exp(-c \cdot (t - t_0)) \text{ für } t > t_0 \end{aligned} \quad (3.21)$$

9. Kwiatek (2002)

$$\begin{aligned} z(t) &= 1 - A_1 \cdot \exp(-c_1 \cdot t) - A_2 \cdot \exp(-c_2 \cdot t) \\ \text{mit } A_1 + A_2 &= 1 \end{aligned} \quad (3.22)$$

10. Sroka (2003)

$$z(t) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{t}{t_0}\right)^m\right) \quad (3.23)$$

Die in den einzelnen Zeitfunktionen verwendeten Kennwerte sind sehr modellspezifisch und deswegen schwer vergleichbar. Auch die Bedeutung des Kennwertes t_0 in den Lösungen von Schreiner und Kamlot (1991), Kowalski (1999) und Sroka (2003) ist nicht dieselbe.

Die Lösung von Schober und Sroka (1983) wurde speziell für Speicherkavernen und den Kammer-Pfeiler-Abbau entwickelt. Die Zeitfunktion beinhaltet die zwei Kennwerte ξ und f . Der Kennwert ξ beschreibt die relative Konvergenzgeschwindigkeit und der Kennwert f die relative Übertragungsgeschwindigkeit durch das Gebirge.

Der Vergleich der Zeitfunktionen von Knothe (1953) und von Schober und Sroka (1983) führt zu der nachfolgenden Abhängigkeit (Sroka et al, 1987):

$$c \approx \frac{\xi \cdot f}{\xi + f}. \quad (3.24)$$

Die Analyse der Formel (3.24) ergibt, dass im Falle eines Strebabbaus, bei sehr großen Werten der relativen Konvergenzgeschwindigkeit, z. B. mit $\xi = 300 \text{ Jahr}^{-1}$, das zeitliche Verhalten der Tagesoberfläche ausschließlich von den Verzögerungseigenschaften des Gebirges abhängig ist. Im Fall von Speicherkavernen oder Kammer-Pfeiler-Abbau im Salzgebirge dagegen, bei sehr geringen Werten der relativen Konvergenzgeschwindigkeit, z. B. mit $\xi = 0,015 \text{ Jahr}^{-1}$, ist das zeitliche Verhalten der Tagesoberfläche nur vom Konvergenzverhalten abhängig.

Verschiedene Untersuchungen für den Steinkohlenabbau führten in letzter Zeit zur Formulierung neuer Zeitfunktionen, speziell für den Hochleistungsstrebau. Hier sind speziell die Lösungen von Kowalski (1999), Kwiatek (2002) und Sroka (2003) zu erwähnen. Sie ermöglichen sowohl die Beschreibung der kurzfristigen, d. h. der sehr schnellen Senkungserscheinungen, die mit dem laufenden Abbau verbunden sind, als auch der langfristigen, d. h. der langsamen Senkungserscheinungen nach Beendigung des Abbaus.

4 Bodenbewegungsmodell ASSE

Preuße und Sroka (2000) haben in ihrem Gutachten „Bergschadenkundliches Senkungsvorausrechnungsmodell für die Schachanlage Asse“ festgestellt, dass das Verfahren von Kochmański eine gute Lösung zur Beschreibung, der im Bereich der Schachanlage auftretenden, Senkungen bietet [GSF 8].

Diese Senkungen sind bedingt durch die langsam ablaufenden Konvergenzprozesse im Bereich der Südflanke und im Bereich des Carnallitfeldes. Die hier auftretenden Modellierungsprobleme betreffen nicht nur den zeitlichen Konvergenz- und Übertragungsablauf, sondern auch die geneigte Lagerung. Diese zwei Problembereiche werden im nachfolgenden kurz dargestellt.

Die Ursache der Senkungsbewegung an der Tagesoberfläche beim Kammer-Pfeiler-Abbau einer Salzlagerstätte ist die verhältnismäßig sehr langsam verlaufende Konvergenz. Es ist trivial zu sagen, dass die Zeitdauer der Senkungsbewegung an der Tagesoberfläche durch die Zeitdauer des Konvergenzprozesses im untertägigen Abbaubereich determiniert ist.

Die momentane relative Volumenrate $c(t)$ der übertägigen Senkungsmulde, bezogen auf das abgebaute Volumen, ist nach Sroka et al (1987) von der momentanen relativen Konvergenzrate $\xi(t)$ und der relativen Übertragungsgeschwindigkeit $f(z)$ abhängig.

$$c(z, t) \approx \frac{\xi(t) \cdot f(z)}{\xi(t) + f(z)} \quad (4.1)$$

Die Größe $f(z)$ beschreibt die Verzögerungseigenschaften des den Abbau überlagernden Gebirges.

Für $\xi(t) \leq 0,01 \text{ Jahr}^{-1}$ und für $f = 4,0 \text{ Jahr}^{-1}$ (Preuße und Sroka, 2000) bekommt man für die Schachanlage Asse, dass

$$c(t) \approx \xi(t)$$

ist, d. h. die Volumenrate der Senkungsmulde ist praktisch identisch mit der aus den Pfeilerstauchungsmessungen abgeleiteten Konvergenzrate. Dies ergibt sich im

Wesentlichen aus der gebirgsmechanischen Situation an der Südflanke der Schachtanlage Asse II, wo, durch umfangreiche Pfeilerstauchungsmessungen, die Durchbiegung der Deckgebirgsschichten ausreichend genau erfasst wird [GSF 7]. Dies bedeutet, dass bei der Senkungsvorausberechnung die Verzögerungseigenschaften des überlagernden Gebirges vernachlässigt werden können.

Im Falle einer geneigten Lagerung der über dem Abbau liegenden Gebirgsschichten wird, in der Regel, die Senkungsmulde in die Richtung des Einfallens verschoben (Abb. 3.2 und Abb. 3.3). Dieses Phänomen wird sowohl in situ als auch im Labor beobachtet.

Der Verschiebungsbetrag p ist sehr stark vom Einfallen α , der Teufe H und der Mächtigkeit h des Deckengebirges abhängig. Wie schon beschrieben wurde, ist die „elementare“ Senkungsmulde auch im geneigten Medium symmetrisch, sie ist nur, im Vergleich zur Lage des „elementaren“ Abbaus, in die Richtung des Einfallens verschoben (Abb. 3.6b).

Die Verschiebung der Senkungsmulde wird dann mit den nachfolgenden Formeln berechnet:

$$p(H) = \left(1 - \frac{h}{H}\right) H \cdot \tan \eta \quad (4.2)$$

$$\eta = \alpha \left(1 - \frac{\alpha}{100}\right)$$

$$p_x(H) = p(H) \cdot \cos t_E$$

$$q_y(H) = p(H) \cdot \sin t_E$$

wobei t_E - der Richtungswinkel des Einfallens ist.

Die Grundlage der durchgeführten Berechnungen bildet das Senkungsvorausrechnungsmodell für eine einzelne Abbaukammer. Die gesamte Senkung wird dann mittels der linearen Superposition berechnet.

Das Vorausrechnungsmodell Asse setzt sich aus drei Modellen zusammen und zwar:

1. dem geometrischen Modell eines Abbauelementes, hier einer Abbaukammer,
2. dem mathematisch-physikalischen Konvergenzmodell und
3. dem mathematisch-physikalischen Senkungsmodell.

Dieses Schema resultiert aus der Abbildung 3.1b.

Das geometrische Modell fasst in einem Datensatz alle geometrischen Größen einer Abbaukammer, die senkungsrelevante Bedeutung haben, zusammen.

Das mathematisch-physikalische Konvergenzmodell ermöglicht die Berechnung der Konvergenzvolumina jedes einzelnen Hohlraumes als Funktion der Zeit. Die Konvergenzvolumina wurden für verschiedene Zeitabschnitte wie folgt angesetzt:

1. Für den Zeitraum von 1986 bis 2004 werden die aus den Pfeilerstauchungsmessungen in der Südflanke und den Vertikalverschiebungen im Carnallitbaufeld abgeleiteten Konvergenzraten sowie die markscheiderischen Volumenangaben aus dem Risswerk verwendet [GSF 7], [GSF 9], [GSF 3].
2. Von 2005 bis 2016 ist der Konvergenzverlauf von der Umsetzung der Schließungsmaßnahmen abhängig [GSF 6]. Die Tragfähigkeitsanalyse des Instituts für Gebirgsmechanik GmbH in Leipzig (IfG) kommt, für das geplante Schließungskonzept der SchachanlageASSE, zu dem Schluss, dass sich bei qualitätsgerechter Umsetzung eine degressive bzw. mindestens gleich bleibende Entwicklung der Konvergenzraten einstellen wird [GSF 5]. Daher wurden für diesen Zeitraum die Konvergenz- und Senkungsraten als konstant angesetzt und die Konvergenzvolumina daraus berechnet [GSF 3].
3. Von 2016 bis 100.000 wurde, auf Grundlage der Gebirgsmechanischen Langzeitprognose des IfG, die Entwicklung der senkungswirksamen Konvergenzen berechnet [GSF 4]. Hierbei wurde berücksichtigt, dass die Konvergenzprognose des IfG bis zum Wirksamwerden des vollen Innendrucks durch das einzubringende Schutzfluid einen erheblichen Anteil dilatanter d.h. nicht senkungswirksamer Verformungen enthält. Daher ergeben sich in den Berechnungen des IfG, am Ende der Betriebsphase, durch Auflockerungen des Gebirges etwas kleinere Hohlraumvolumina als in der o. a. Prognose in Phase 2 [GSF 3]. Durch die im Laufe der Zeit zunehmenden Kompaktion des Versatzes werden die aufgelockerten Gebirgsbereiche stärker triaxial eingespannt und ebenfalls komprimiert. Daher nähern sich, in Abhängigkeit der ablaufenden Konvergenzen, die vom IfG berechneten Hohlraumvolumen den senkungswirksam anzusetzenden Hohlraumvolumen wieder an. Dieser Effekt wurde bei der Senkungsprognose durch einen schrittweisen Abgleich erfasst.
4. Nach 100.000 Jahren liegt im Grubengebäude noch eine integrale Versatzporosität von ca. 8% vor [GSF 4]. Um abzuschätzen welche Endsenkung über der Schacht-

anlageASSE maximal durch den Bergbau indiziert entstehen kann, wurde angesetzt das nach 1.000.000 Jahren durch eine langsam abklingende Konvergenz der gesamte Porenraum senkungswirksam verschwindet. Weiterhin wurde hierfür abgeschätzt welche durch Bergbau induzierten Senkungen bis 1986 abgelaufen sind.

Das geometrische Kammermodell und das mathematisch-physikalische Konvergenzmodell bilden einen vollständigen Datensatz D_j der j-ten Kammer.

$$D_j (x_j; y_j; z_j; H_j; \alpha_j; t_j; V_j; K_j(t))$$

wobei:

- x_j, y_j, z_j – die räumlichen Koordinaten des Mittelpunktes der j-ten Kammer,
- H_j – die Teufenlage der j-ten Kammer,
- α_j – der Einfallswinkel der überlagernden Schichten oder der Lagerstätte im Bereich der j-ten Kammer,
- t_j – der Richtungswinkel des Einfallens,
- V_j – das ursprüngliche bzw. das Ausgangsvolumen der j-ten Kammer und
- $K_j(t)$ – das berechnete Konvergenzvolumen der j-ten Kammer für den Berechnungszeitpunkt t

sind.

Das mathematisch-physikalische Senkungsmodell bildet das erweiterte Verfahren von Kochmański. Die sehr spitzwinklige Senkungsmulde derASSE lässt sich mit diesem Verfahren sehr gut nachbilden (s. Preuße und Sroka, 2000).

Die zeitlich spezifizierte Senkung $S_{i,j}(t)$ des i-ten Punktes der Tagesoberfläche, die durch die Volumenkonvergenz $K_j(t)$ der j-ten Kammer bedingt wird, ist mit Hilfe der Formel (4.3) zu beschreiben.

$$S_{i,j}(t) = \frac{a_1 \cdot K_j(t)}{2\pi \cdot r_0^2 \cdot c(b)} \exp \left[- \left(\frac{\sqrt{(x_i - (x_j + \Delta x_j))^2 + (y_i - (y_j + \Delta y_j))^2}}{r_0} \right)^b \right], \quad (4.3)$$

wobei die Kurzbezeichnungen Δx_j und Δy_j die scheinbare Verschiebung der j-ten Kam-

mer, infolge der geneigten Lagerung, in Richtung der Koordinatenachsen beschreiben. Die Größen Δx_j und Δy_j sind mit den Größen p_x und p_y (Formel 4.2) identisch.

Der Kennwert b des Verfahrens nach Kochmański ist von der Teufe H abhängig. In der Literatur sind verschiedene empirische Formeln zur Bestimmung dieses Kennwertes publiziert worden.

Batkiewicz (1968) und Borecki, Chudek (1972) haben die nachfolgenden Formeln angegeben:

$$\begin{aligned} b(H) &= 2,70 - 0,75 \log H && \text{für } H \leq 450 \text{ m und} && (4.4) \\ b(H) &= 2,04 - 0,50 \log H && \text{für } H < 450 \text{ m.} \end{aligned}$$

Eine fast identische Formel hat auch Kratzsch (1974) in seinem Buch „Bergschadenkunde“ publiziert (4.5):

$$\begin{aligned} b(H) &= 2,69 - 0,75 \log H && \text{für } H < 400 \text{ m und} && (4.5) \\ b(H) &= 2,05 - 0,50 \log H && \text{für } H > 400 \text{ m.} \end{aligned}$$

Die Formeln (4.4) und (4.5) gelten nur für die Tagesoberfläche und nicht für das Gebirge. Die neueste und bis heute im polnischen Bergbau verwendete Formel wurde von Kochmański [in Knothe und Kochmański et al, 1980) veröffentlicht:

$$b(z) = \frac{5 - 1,120 \log z}{1 + 0,672 \log z} \quad \text{für } z \leq 700 \text{ m.} \quad (4.6)$$

Sie gilt im Vergleich zu den früher zitierten Formeln sowohl für das Gebirge als auch für die Tagesoberfläche. Für das Niveau der Tagesoberfläche ist $z = H$.

Die Differenzen des Kennwertes b zwischen den einzelnen Formeln für die Teufen über 450 m sind am Beispiel der Sohlen 490 und 750 m, d. h. des für Asse charakteristischen Teufenbereiches, der Tabelle 4.1 zu entnehmen.

z [m]	b		
	Formel (4.4)	Formel (4.5)	Formel (4.6)
490	0,6949	0,7049	0,7077
750	0,6025	0,6125	0,6071

Tab. 4.1: Charakteristische Werte des Kennwertes b für die Teufenlagen 490 und 750 m

Aufgrund der sehr kleinen Differenzen zwischen den, mit Hilfe der Formeln (4.4), (4.5) und (4.6) für die Sohlen 490 und 750 m, berechneten Werte des Parameters b (s. Tabelle 4.1), wurde die Formel (4.6) von Kochmański (1980) als eine der Grundlagen zur Senkungsvorausberechnung für die Schachanlage Asse angenommen.

Wie schon geschrieben, wurden die relativen Konvergenzraten und die absoluten Konvergenzvolumina für die einzelnen Sohlen der Südflanke und für das gesamte Carnallititfeld vom Institut für Gebirgsmechanik in Leipzig infolge umfangreicher Untersuchungen für den Zeitraum 2004 – 100 000 berechnet [GSF 4].

Für den Zweck der Senkungsvorausberechnung wurden diese Konvergenzvolumina innerhalb einer Sohle bzw. innerhalb des Carnallititfeld auf die einzelnen Kammern verteilt. Die Verteilung der Konvergenzvolumina innerhalb einer Sohle erfolgte proportional zum Ausgangsvolumen der einzelnen Kammern.

5 Bestimmung der Asse – spezifischen Kennwerte des Vorausberechnungsverfahrens von Kochmański

Die Grundlage der Kennwertbestimmung bilden die nachfolgenden Messergebnisse, Daten und Untersuchungsergebnisse:

1. Die Ergebnisse der bis 2004 durchgeführten Nivellementsmessungen [GSF 1]
Zur Anpassung wurden die Senkungen entlang der Profile 2 und 5 (Abb. 5.1) für die Messzeiträume 1986 – 2004 und 1999 – 2004 ausgewählt
2. Die geometrischen Daten der gesamten Südflanke und des Carnallititfeldes [GSF 2 – Anlage 5.1]
3. Die vom Institut für Gebirgsmechanik in Leipzig berechneten sohlenbezogenen Konvergenzvolumina für die Zeiträume 1986 – 2004 und 1999 – 2004 (Tab. 5.1) [GSF 4]

Die Werte des Kennwertes b wurden für die einzelnen Sohlen und das Carnallititfeld mit Hilfe der von Kochmański angegebenen Formel (4.6) im Voraus bestimmt. Die Verschiebung der einzelnen Senkungsmulden in die Einfallrichtung erfolgte nach der Formel (4.2).

Wegen der speziellen Abbaugeometrie der Südflanke wurde ein neues Programm zur Senkungsvorausberechnung geschrieben. Dieses Programm (SubCalc – Asse) wurde sehr umfangreich, u. a. durch Vergleichsberechnungen mit einem von Prof. Hejmanowski (Berg- und Hüttenakademie Krakow) parallel geschriebenen Programm und mit klassischen Berechnungen per Hand, getestet.

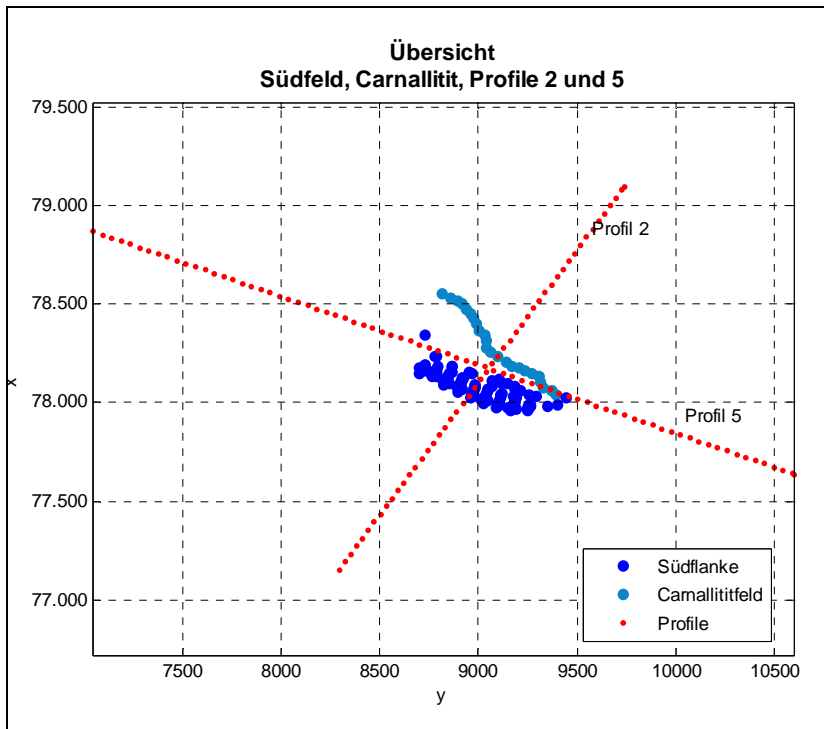


Abb. 5.1: Lage der Südflanke, des Carnallititfeldes und der Profile 2 und 5

Sohle	Konvergenzvolumen [m ³]	
	1986 - 2004	1999 - 2004
490 m	1243.2	345.3
511 m	5856.4	1626.8
532 m	10757.5	2988.2
553 m	14217.6	3949.3
574 m	16101.6	4472.7
595 m	16674.3	4631.8
616 m	16128.8	4480.2
637 m	15485.6	4301.5
658 m	8097.5	2249.3
679 m	19361.9	5378.3
700 m	6150.2	1708.4
725 m	5937.5	1649.3
750 m	611.3	169.8
Σ	136623.2	37950.9

Tab. 5.1: Sohlenbezogene Konvergenzvolumina für die Zeiträume 1986 – 2004 und 1999 – 2004

Die für den Zeitraum 1986 – 2004 durchgeführten Senkungsberechnungen mit den Kennwerten $r_0 = 140$ und $r_0 = 150$ m sind zusammen mit den Messergebnissen in situ in den Abbildungen 5.2a und 5.2b dargestellt.

Es ist eine gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und den berechneten maximalen Senkungen und deren Lage, für $r_0 = 140$ m, festzustellen.

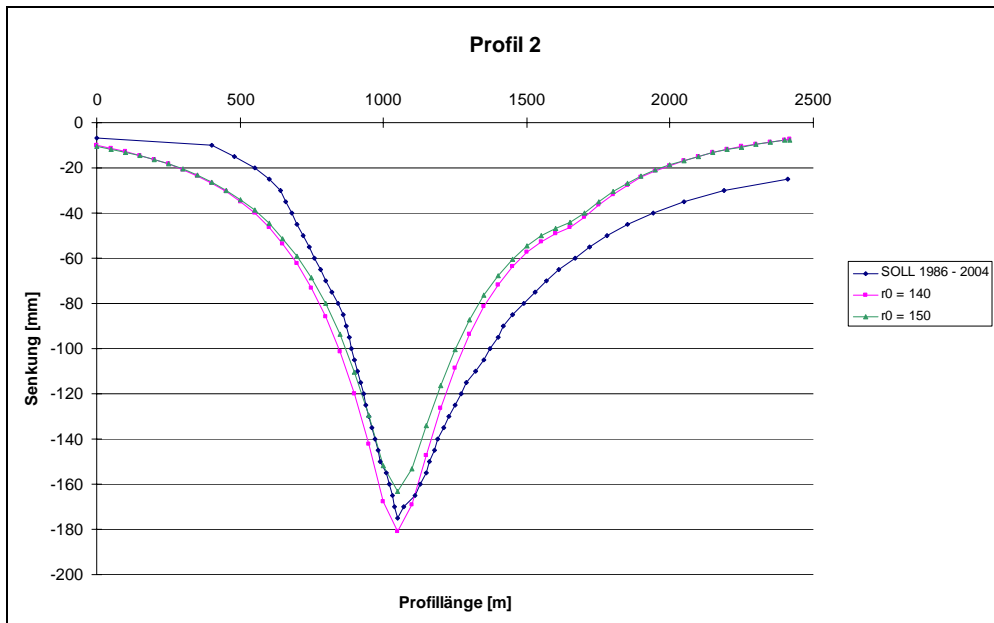


Abb. 5.2a: Senkungsberechnungen für das Profil 2 für den Zeitraum 1986 – 2004 mit den Kennwerten $r_0 = 140$ und 150 m

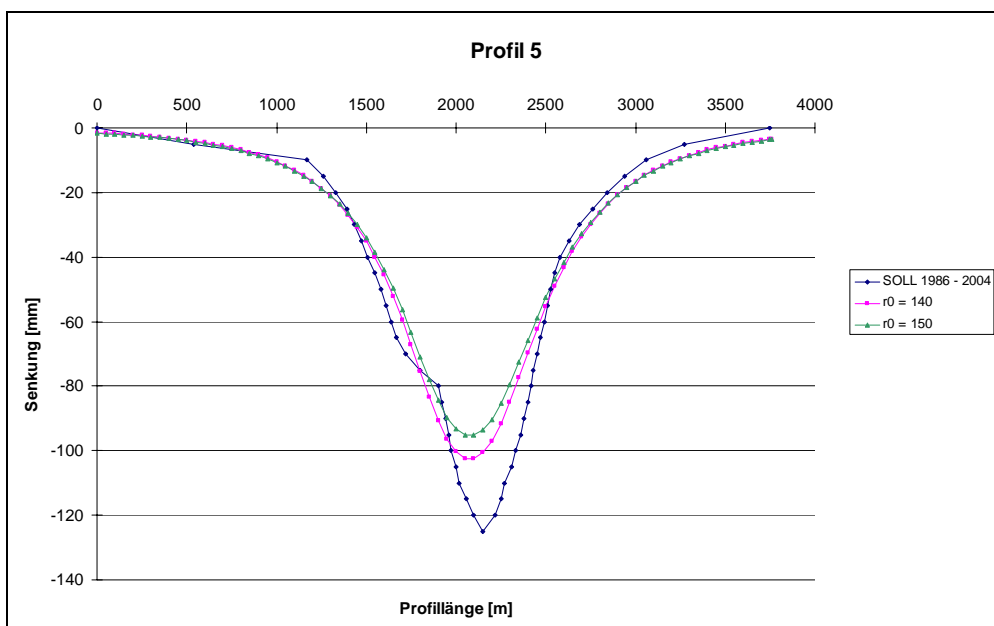


Abb. 5.2b: Senkungsberechnungen für das Profil 5 für den Zeitraum 1986 – 2004 mit den Kennwerten $r_0 = 140$ und 150 m

Die anschließend durchgeführte Senkungsberechnung mit $r_0 = 140$ m, für den Zeitraum 1999 – 2004, ist in den Abbildungen 5.3a und 5.3b dargestellt.

Auch hier ist eine gute Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Werte der maximalen Senkungen und deren Lage zu erkennen.

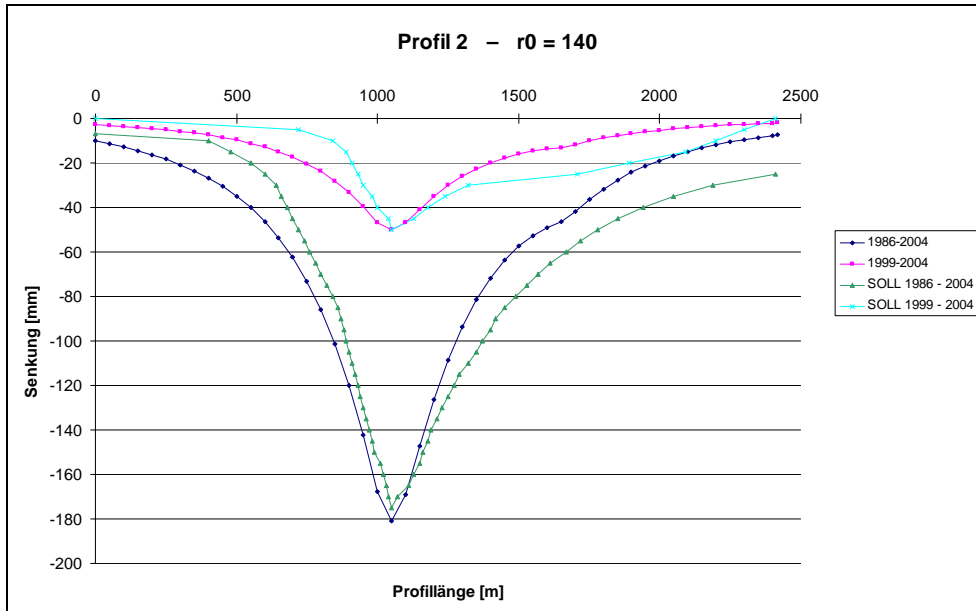


Abb. 5.3a: Senkungsberechnungen für das Profil 2 für die Zeiträume 1986 – 2004 und 1999 – 2004 mit dem Kennwert $r_0 = 140$ m

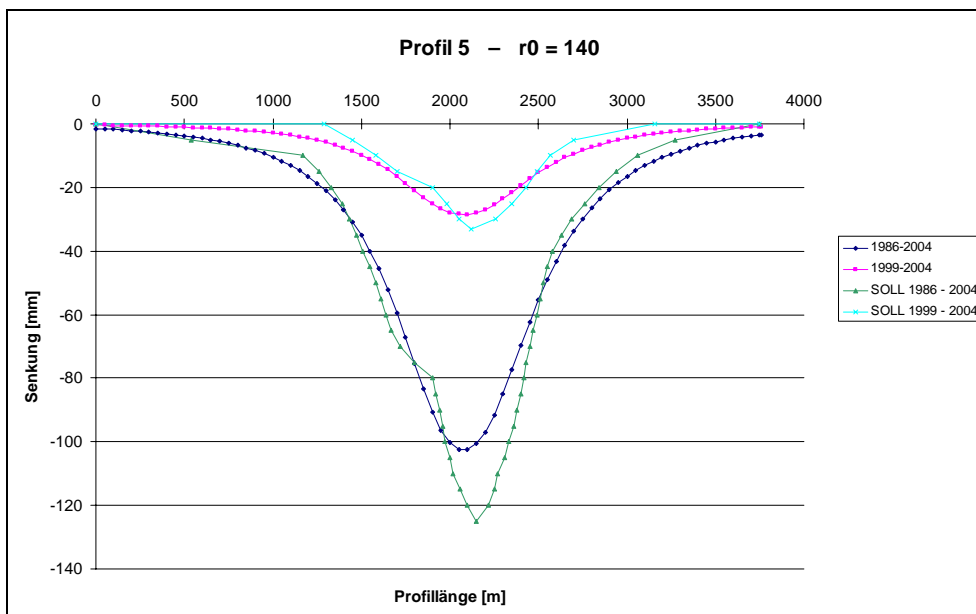


Abb. 5.3b: Senkungsberechnungen für das Profil 5 für die Zeiträume 1986 – 2004 und 1999 – 2004 mit dem Kennwert $r_0 = 140$ m

Für die beiden Zeiträume sind speziell beim Profil 2 größere Diskrepanzen zwischen den gemessenen und berechneten Senkungen feststellbar. Die Ursache dafür liegt, nach Meinung des Sachverständigen, hauptsächlich in der sehr geringen Datenbasis für das Carnallititbaufeld, in der Verteilung der sohlenbezogenen Konvergenzvolumina auf die einzelnen Kammern im Bereich der Südflanke und in den möglichen, schwer zu beschreibenden, Anisotropien der Gesteinseigenschaften im Deckgebirge. Im Hinblick auf die Beschreibung der maximalen Senkungen sind diese Angaben jedoch ausreichend genau.

In Folge der durchgeführten Vergleichsberechnungen wurden für die Senkungsberechnungen der Betriebsphase (bis 2013), der direkten Nachbetriebsphase (2020) und für die Langzeituntersuchung (bis 1000000) folgende Festlegungen getroffen:

$$\begin{aligned}
 a_1 &= 1 \\
 r_0 &= 140 \text{ m} \\
 b(H) &= \frac{5 - 1,120 \cdot \log H}{1 + 0,672 \cdot \log H} \\
 q(H) &= 0,7 \cdot H \cdot \tan\left(\alpha \left(1 - \frac{\alpha}{100}\right)\right), \quad (5.1)
 \end{aligned}$$

wobei H die Teufenlage der jeweiligen einzelnen Kammern beschreibt.

6 Senkungsvorausberechnung

Die Senkungsvorausberechnung wurde für die folgenden Jahre durchgeführt:

2007, 2010, 2013, 2020, 2100, 3500, 10000, 30000, 100000 sowie für das Jahr 1000000.

Der Ausgangspunkt der Senkungsvorausberechnung ist der Anfang des Jahres 2005.

Die Berechnungen wurden für:

- einzelne ausgewählte Punkte,
- vier angegebene Profile und
- einen festgelegten Rasterbereich

mit einem Punktabstand von 50 m durchgeführt.

Die Koordinaten zu den Punkten, Profilen und dem Raster sind der Tabelle 6.1 und der Abbildung 6.1 zu entnehmen.

Koordinaten

• der Einzelpunkte

Punkt	Rechtswert	Hochwert
347	9227.0	76284.5
684	8985.1	77995.5
721	9197.8	77006.5
723	9133.1	77770.1
724	9128.8	78020.4
731	9525.8	78837.9
897	8405.6	78526.9

• der Profile

Profil	Rechtswert	Hochwert
2 Nord	9738.40	79091.20
2 Süd	8294.30	77152.90
5 West	7048.20	78867.20
5 Ost	10600.00	77636.90
14 Nord	9732.2	79097.5
14 Süd	7925.7	77361.2
22 Nord	9877.3	78993.6
22 Süd	8500.8	77035.1

• des Rasters

Punkt	Rechtswert	Hochwert
A	7600	76600
B	10600	79600

Tab. 6.1: Koordinaten der Einzelpunkte, der Profile und des Rasters

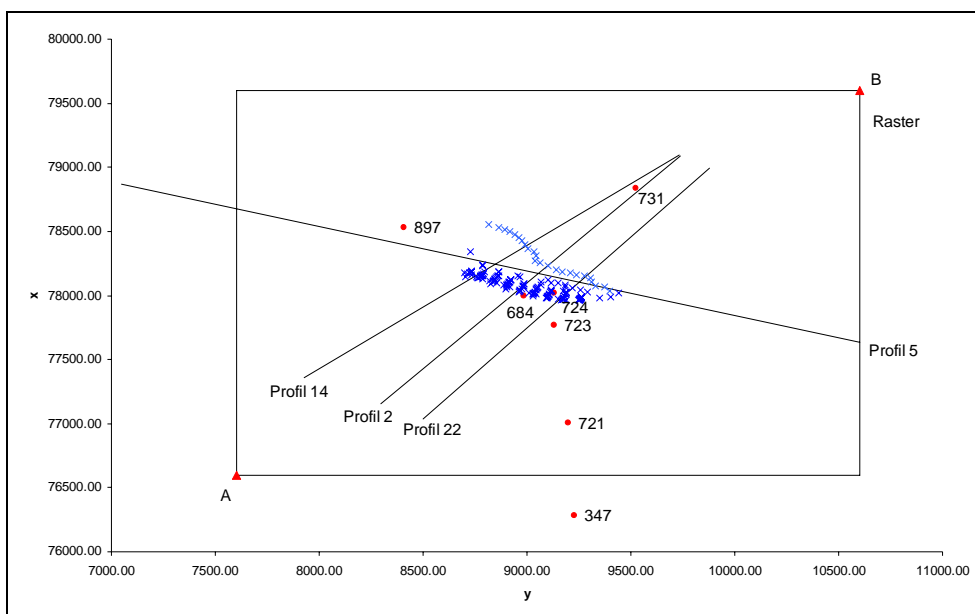


Abb. 6.1: Darstellung der Einzelpunkte, der Profile und des Rasters

Die Berechnung wurde für zwei Alternativen der Feuchteausdehnung im Salinar, die als Max oder Min bezeichnet sind, durchgeführt.

Die dazugehörigen Konvergenzvolumina, für die einzelnen Sohlen der Südflanke und des Carnallitfeldes, wurden in den Tabellen 6.2a und 6.2b zusammengestellt [GSF 3].

In den folgenden Abbildungen sind beispielhaft einige Berechnungsergebnisse bis zum Jahr 100000 für die Berechnungsalternative Max dargestellt.

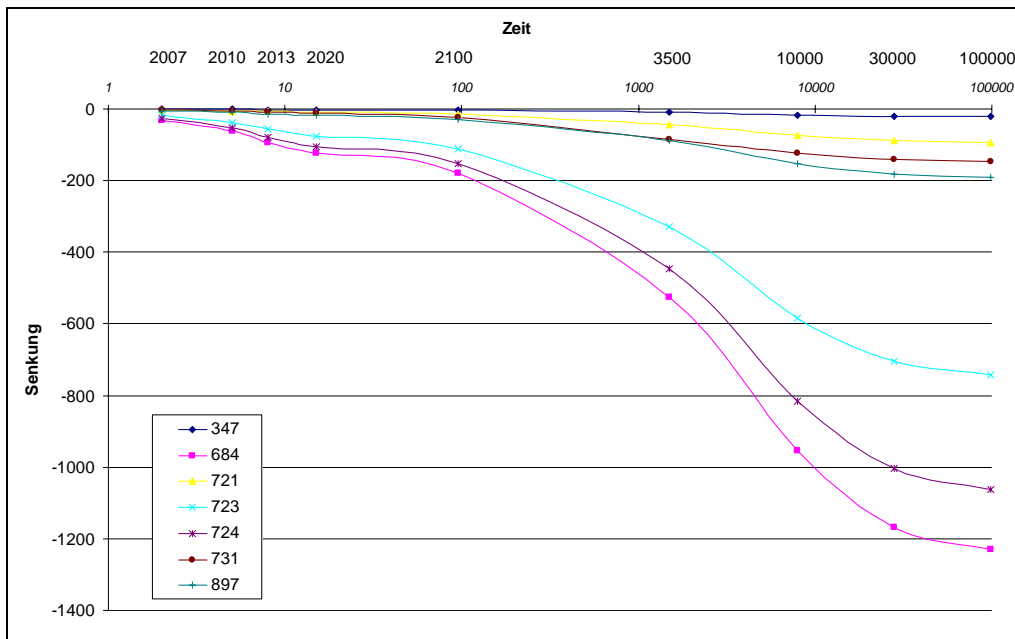


Abb. 6.2: Senkungsvorausberechnung für die festgelegten Einzelpunkte

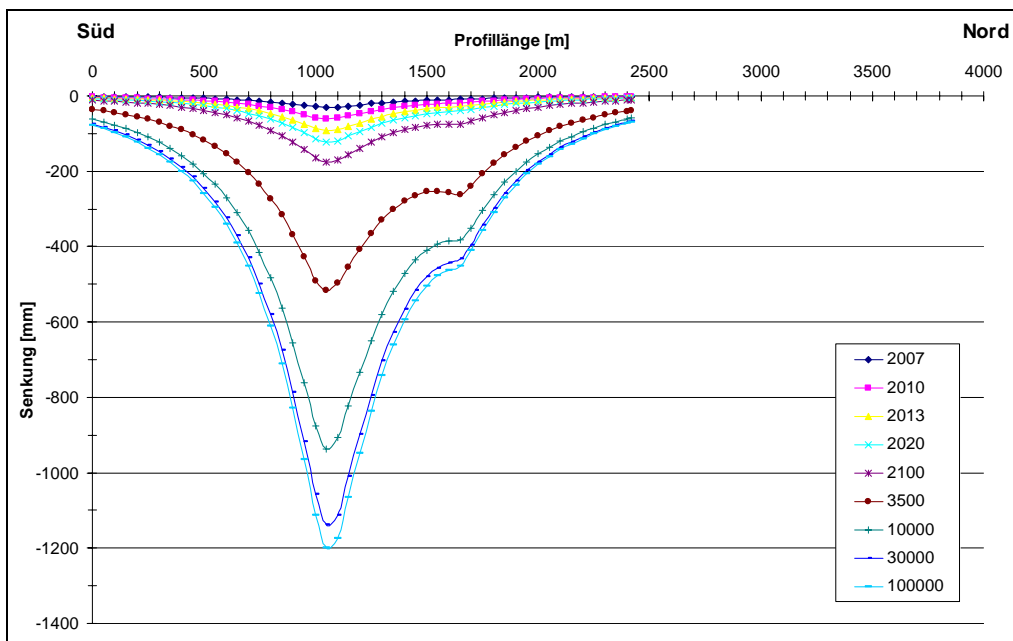


Abb. 6.3: Senkungsvorausberechnung für das Profil 2

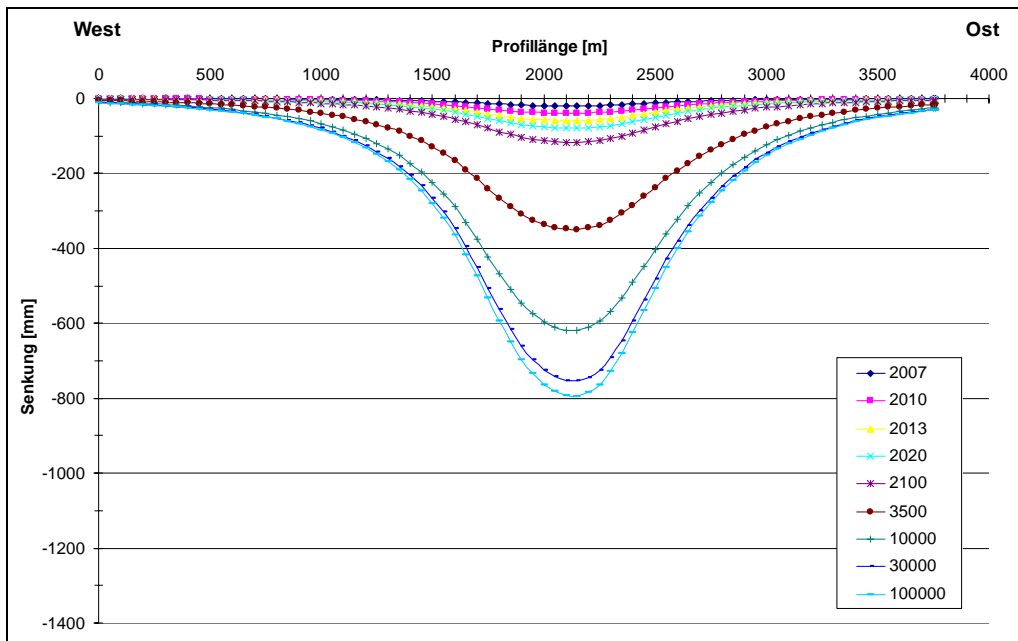


Abb. 6.4: Senkungsvorausberechnung für das Profil 5

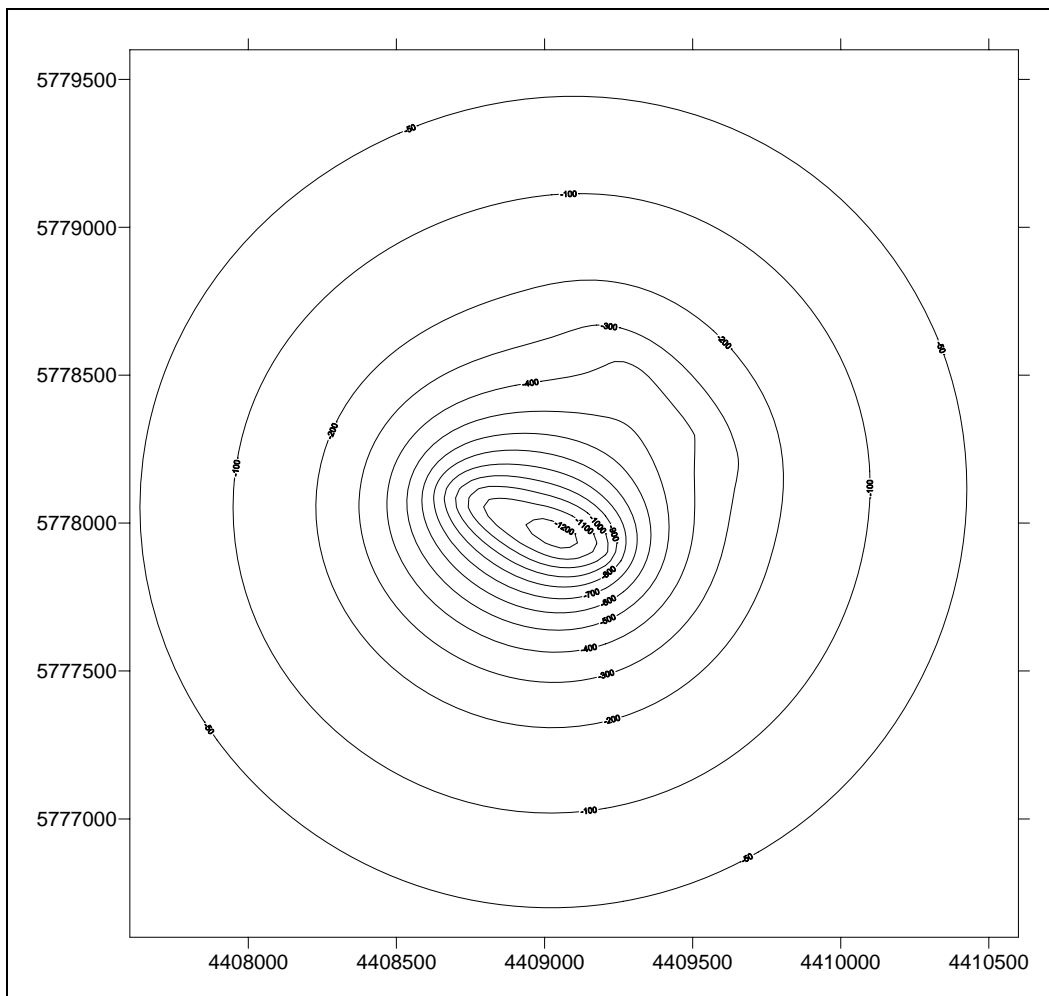


Abb. 6.5: Senkungsvorausberechnung im Grundriss für das Jahr 100000

Sohle	Konvergenzvolumen [m ³]								
	Berechnungszeiten Max								
	2007	2010	2013	2020	2100	3500	10000	30000	100000
490 + 511	1940	3873	5800	7167	8668	21846	60032	93459	100129
532	2802	5587	8363	13553	16354	29890	76372	122723	134859
553	2192	4367	6534	7422	8867	21439	49838	68837	75288
574	2227	4438	6639	8871	11449	28771	68421	87301	91924
595	2966	5906	8831	11148	15183	39625	84465	103181	107455
616	2398	4775	7141	10712	15529	41096	78803	91967	95621
637	2353	4686	7007	10413	16019	48075	80595	87398	90519
658	2060	4103	6139	8626	14067	47569	72986	79402	82948
679	2051	4086	6113	7749	12516	47430	69845	74461	77415
700	1895	3776	5651	7368	11502	41344	64400	70294	72952
725	1813	3612	5403	6044	9851	33920	48479	51921	54106
750	2817	5612	8396	9344	13690	43410	62915	67487	69857
Σ	27515	54820	82018	108417	153695	444415	817151	998431	1053072
Carnallit	2889	5770	8648	13854	37163	153259	186673	192316	196981
Σ	30404	60590	90666	122271	190858	597674	1003824	1190747	1250053

Tab. 6.2a: Konvergenzvolumen für die Berechnungszeitpunkte (Alternative Max)

Sohle	Konvergenzvolumen [m ³]								
	Berechnungszeiten Min								
	2007	2010	2013	2020	2100	3500	10000	30000	100000
490 + 511	1940	3873	5800	6582	7711	18456	51064	88466	97872
532	2802	5587	8363	10266	12459	24064	63803	112568	128091
553	2192	4367	6534	7021	8211	19563	46641	66599	73849
574	2227	4438	6639	7428	9723	24133	59383	80959	86151
595	2966	5906	8831	9719	12984	33220	72143	91612	96379
616	2398	4775	7141	8158	12181	33908	67603	81826	86067
637	2353	4686	7007	7935	12474	40090	70487	77695	80792
658	2060	4103	6139	7191	11594	40839	64056	69937	73602
679	2051	4086	6113	6772	10279	39197	60916	65099	67969
700	1895	3776	5651	6452	10564	35811	58959	65014	67933
725	1813	3612	5403	5838	8452	29583	44977	48258	50595
750	2817	5612	8396	9211	12952	40005	59692	64218	66884
Σ	27515	54820	82018	92572	129584	378869	719723	912250	976183
Carnallit	2889	5770	8648	13839	34302	145400	182927	188409	193496
Σ	30404	60590	90666	106411	163886	524269	902650	1100659	1169679

Tab. 6.2b: Konvergenzvolumen für die Berechnungszeitpunkte (Alternative Min)

Preuße und Sroka (2000) haben eine vergleichende globale Analyse der nach 2002 noch zu erwartenden Senkungen durchgeführt [GSF 8]. Die Annahme, dass die gesamte Südflanke im Jahre 2002 verfüllt sein wird, führte damals zu einem Wert von ca. 1270 mm. Die hier durchgeführte Vorausberechnung ergab für die Zeit 2005 – 1000000 und für die Alternative Max einen Wert der maximalen Senkung von 1358 mm (s. Tabelle 7.1). Danach ist zu folgern, dass die maximale summarische Senkung, mit Berücksichtigung der bis 2004 aufgetretenen Senkungen von 244 mm [GSF 1], ca. 1600 m betragen wird.

7 Die Abschätzung der maximalen Pressungen und Zerrungen für die vorgegebenen Berechnungszeitpunkte

Die maximalen Pressungs- und Zerrungswerte wurden nach der Theorie von Knothe berechnet. Die vorgenommene Senkungsanpassung für den Zeitraum 1986 – 2004 ergab einen Haupteinwirkungswinkel β von 38 gon.

Die Anpassungsberechnungen für die Profile 2 und 5 sind den Abbildungen 7.1a und 7.1b zu entnehmen.

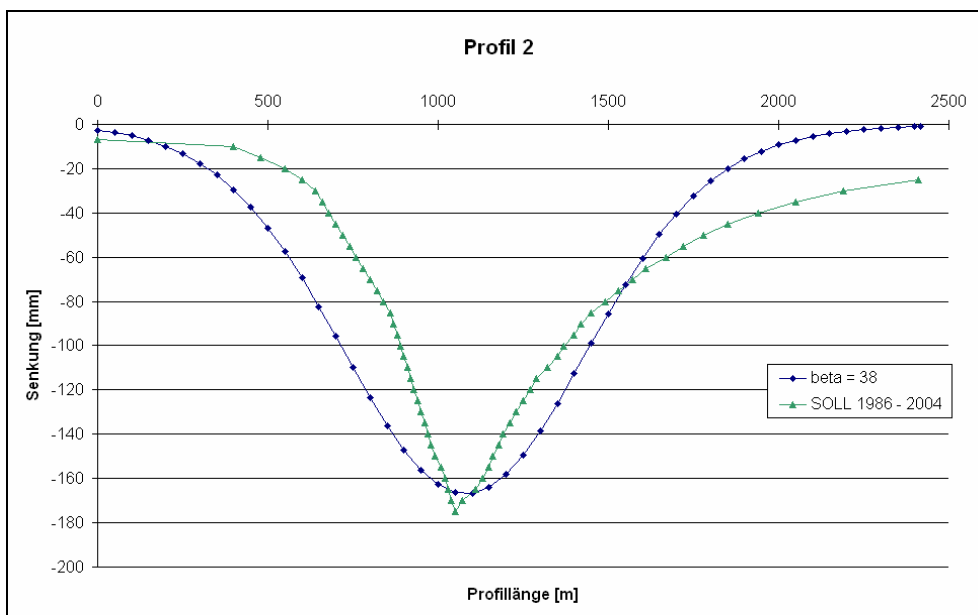


Abb. 7.1a: Anpassungsberechnung für das Profil 2 für $\beta = 38$ gon

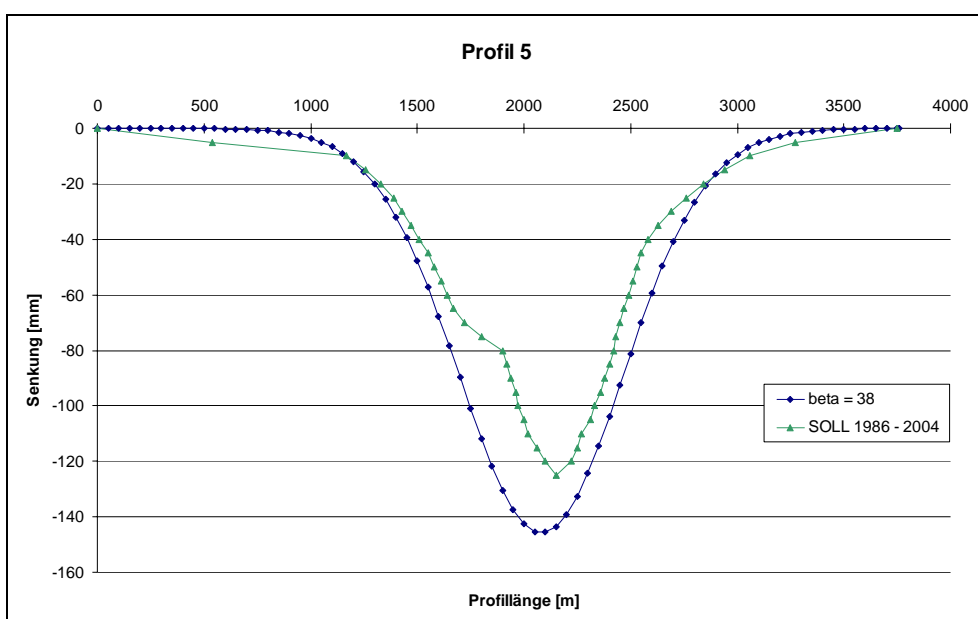


Abb. 7.1b: Anpassungsberechnung für das Profil 5 für $\beta = 38$ gon

Die entsprechenden Formeln zur Berechnung der maximalen Deformationswerte lauten wie folgt:

$$\varepsilon_{\max}^+(t) = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot \pi} \cdot \exp(-1,5) \cdot \frac{s_{\max}(t)}{R} = 1,119 \cdot \frac{s_{\max}(t)}{R} \quad (7.1)$$

$$\varepsilon_{\max}^-(t) = -\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot \frac{s_{\max}(t)}{R} = -2,507 \cdot \frac{s_{\max}(t)}{R} \quad (7.2)$$

Der Haupteinwirkungsradius R wurde unter Annahme einer mittleren Teufe von

$$H = 616,9 \text{ m}$$

festgelegt.

Alternative Max			
Jahr	max. Senkung	Deformationen	
	s [mm]	ε_{\max}^- [mm/m]	ε_{\max}^+ [mm/m]
2007	32	-0.09	0.04
2010	64	-0.18	0.08
2013	96	-0.26	0.12
2020	128	-0.35	0.16
2100	185	-0.51	0.23
3500	542	-1.50	0.67
10000	982	-2.71	1.21
30000	1194	-3.30	1.47
100000	1258	-3.47	1.55
1000000	1358	-3.75	1.67

Tab. 7.1: Alternative Max – Senkungen, maximale Pressungen und Zerrungen

Alternative Min			
Jahr	min. Senkung	Deformationen	
	s [mm]	ε_{\max}^- [mm/m]	ε_{\max}^+ [mm/m]
2007	32	-0.09	0.04
2010	64	-0.18	0.08
2013	96	-0.26	0.12
2020	109	-0.30	0.14
2100	156	-0.43	0.19
3500	465	-1.29	0.57
10000	868	-2.40	1.07
30000	1093	-3.02	1.35
100000	1168	-3.22	1.44
1000000	1261	-3.48	1.55

Tab. 7.2: Alternative Min – Senkungen, maximale Pressungen und Zerrungen

Die zur Abschätzung der Deformationswerte notwendigen maximalen Senkungen wurden den Rasterberechnungen entnommen. Diese Senkungen, zusammen mit den berechneten Werten der maximalen Pressungen und Zerrungen, sind in den Tabellen 7.1 und 7.2 zusammengestellt.

8 Der Einfluss der prognostizierten maximalen Bodenbewegungen auf die Objekte der Tagesoberfläche

Die im Bereich des untertägigen Steinkohlen-, Erz- und Salzbergbaus angewandte Empfindlichkeitsklassifizierung der baulichen Objekte der Tagesoberfläche gegenüber abbaubedingten Einwirkungen ist zusammenfassend in der Tabelle 8.1 dargestellt.

Für die fünf Empfindlichkeitskategorien (von 0 bis 4) gelten die Grenzwerte der nachfolgenden Bodenbewegungselemente:

- Schiefelage T [mm/m],
- Krümmungsradius R [km],
- horizontale Deformation ε [mm/m],
- Senkungsgeschwindigkeit \dot{s} [mm/Tag],
- Deformationsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$ [mm/m/Tag] und
- Vergleichmäßigung der Senkung Δs [mm].

Die drei ersten Bodenbewegungselemente (T , R , ε) beschreiben die statischen und die drei nachfolgenden (\dot{s} , $\dot{\varepsilon}$, Δs) die dynamischen (kinematischen) Abbaueinwirkungen. Die dynamischen Bodenbewegungselemente beschreiben den Einfluss der so genannten Abbaudynamik. Im Steinkohlenbergbau ist dieser Einfluss durch die Abbaugeschwindigkeit und durch die Abbaustillstände determiniert.

Die Klassifizierung der Gebäudeempfindlichkeit gegenüber abbaubedingten Einwirkungen bildet die Grundlage der bergschadenmindernden Abbauplanungen, der Festlegung notwendiger prophylaktischer Maßnahmen sowie der Abschätzung der zu erwartenden Bergschadenskosten.

Empfindlichkeits-Kategorie	T_{Gr} [mm/m]	R_{Gr} [km]	ε_{Gr} [mm/m]	\dot{s}_{Gr} [mm/Tag]	$\dot{\varepsilon}_{Gr}$ [mm/m/Tag]	Δs_{Gr} [mm]	Beispiele für Bebauung
0	1,0	50	0,5	1	0,005	1	monumentale historische Bauwerke, Dome, Kathedralen, Chemieanlagen, Großkraftwerke
1	2,5	20	1,5	3	0,015	2,5	Industrieanlagen, öffentl. Gebäude, Theater, Kirchen, Bau-Denkmäler, Hochdruckgasleitungen
2	5,0	12	3,0	6	0,030	5	gelockerte städt. Bebauung, Bahngleise, Rohrleitungen
3	10,0	6	6,0	12	0,060	10	Flachbauten, Straßen, Kabel
4	15,0	4	9,0	18	0,100	15	gesicherte Bauwerke

Tab. 8.1: Bodenbewegungsgrenzwerte für eine zulässige Objektbeanspruchung in Abhängigkeit von der Empfindlichkeitskategorie (Sroka, 2003)

Für die ländliche Bebauung wird in den meisten Fällen pauschal die Empfindlichkeitskategorie 2 angenommen.

Die wichtigsten Bodenbewegungselemente sind:

- für die statische Beanspruchung – die horizontale Deformation ε und
- für die dynamische Beanspruchung – die zeitlichen Gradienten der Senkung \dot{s} und der Deformation $\dot{\varepsilon}$.

Die für den Zeitraum 2005 – 2013 prognostizierten maximalen Senkungsgeschwindigkeiten sind konstant und betragen

$$\dot{s}_{\max} = 10,7 \text{ mm / Jahr} = 0,0293 \text{ mm / Tag} .$$

Die maximalen Pressungs- bzw. Zerrungsgeschwindigkeiten sind in diesem Zeitraum (d. h. bis 2013) auch konstant und betragen:

$$\dot{\varepsilon}_{\max}^- = -0,0289 \text{ mm/m/Jahr} = -0,000079 \text{ mm/m/Tag}$$

$$\dot{\varepsilon}_{\max}^+ = 0,0133 \text{ mm/m/Jahr} = 0,000036 \text{ mm/m/Tag}.$$

Nach 2013 nehmen die maximalen Werte der Senkungsgeschwindigkeit \dot{s} und der Deformationsgeschwindigkeiten $\dot{\varepsilon}^+$ und $\dot{\varepsilon}^-$ sukzessiv ab.

Die durchgeführten prognostischen Berechnungen der Deformation (s. Tabelle 7.1 – Alternative Max), ergaben, dass der für die empfindlichste Kategorie (Kategorie 0) charakteristische Deformationswert von $\pm 0,5 \text{ mm/m}$ erst im Jahre 2100 erreicht wird. Der für die Kategorie 2 charakteristische Wert von $\pm 1,5 \text{ mm/m}$ wird erst nach mehr als 10000 Jahren erreicht.

Die zeitlichen Gradienten der Senkung und der Deformation liegen wesentlich unter den in der Tabelle 8.1 angegebenen Grenzen. Die vorausberechneten Werte stellen keine Gefährdung für die Objekte der Tagesoberfläche dar und bleiben, nach Meinung des Sachverständigen, wegen der sehr geringen Zunahmeraten, für den gesamten Berechnungszeitraum praktisch ohne größere Bedeutung.

9 Zur Genauigkeit der Senkungsprognose

Die Genauigkeit der vorausberechneten maximalen Werte der einzelnen Bodenbewegungselemente ist von der Genauigkeit der zur Verfügung gestellten Daten sowie des Prognosemodells und dessen Kennwerte abhängig.

Fast alle bis heute publizierten wissenschaftlichen Untersuchungen betreffen den flözartigen Steinkohlenbergbau (u. a. Popiołek und Hejmanowski, 1999; Stoch, 2005; Naworyta und Sroka, 2005).

Umfangreiche Untersuchungen, auf der Basis der in situ-Messungen, ergaben für die einzelnen maximalen Bodenbewegungselemente spezifische Variabilitätsfaktoren, die der nachfolgenden Tabelle 9.1 zu entnehmen sind (Popiołek und Hejmanowski, 1999).

Nr.	Bodenbewegungselement D	Variabilitätsfaktor M_D [%]
1.	Senkung S	± 4
2.	Schiefelage T	± 13
3.	Krümmung K	± 43
4.	Horizontale Verschiebung U	± 13
5.	Zerrung ε^+	± 20
6.	Pressung ε^-	± 30

Tab. 9.1: Variabilitätsfaktoren der einzelnen Bodenbewegungselemente

Der Variabilitätsfaktor M_D eines beliebigen maximalen Bodenbewegungselementes D_{\max} ist wie folgt definiert:

$$M_D = \frac{S_D}{D_{\max}} \cdot 100 \quad [\%]. \quad (9.1)$$

Die Standardabweichungen S_D werden durch den Vergleich Messung – Modellanpassung bestimmt. Danach beschreiben sie, nach Meinung des Sachverständigen, nicht die Genauigkeit der Prognose – sie beschreiben die Genauigkeit der Anpassung.

Naworyta und Sroka (2005) haben vorgeschlagen, die Prognosegenauigkeit der horizontalen Deformationen ε mittels geostatistischer Simulation abzuschätzen.

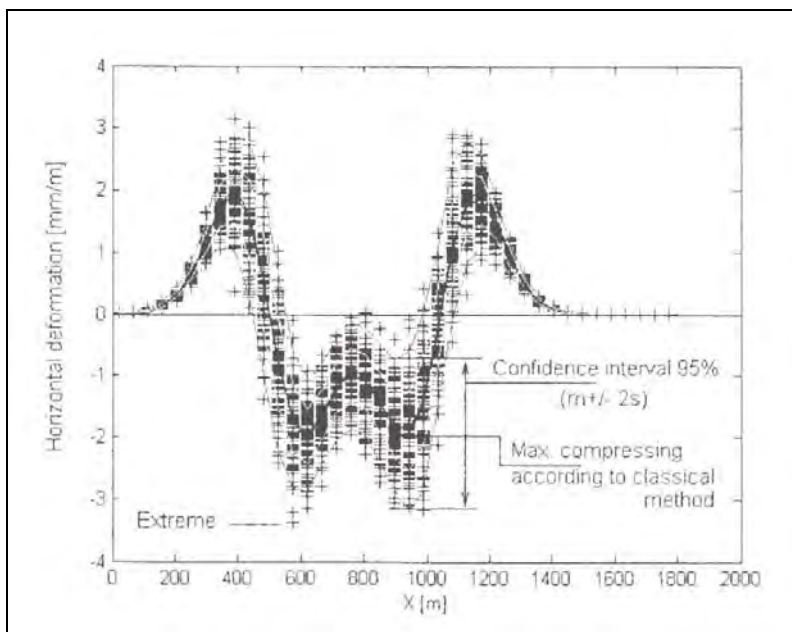


Abb. 9.1: Darstellung von 100 Simulationen der horizontalen Deformation (Naworyta, Sroka – 2005)

In der Abbildung 9.1 sind beispielhaft die Ergebnisse der Simulationsberechnungen für ein Berechnungsprofil dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die prognostizierten maximalen Deformationswerte mit einer relativen Genauigkeit von ca. $\pm 25 - 30 \%$ zu bestimmen sind.

Beim Abbau flözartiger Lagerstätten, wie z. B. im Steinkohlenbergbau, sind die maximale Senkung bzw. die maximalen Deformationen der gebauten Flözmächtigkeit proportional. Diese Mächtigkeiten sind mit vergleichsweise sehr geringen relativen Fehlern (durchschnittlich $< 3 \%$) behaftet. Die im Bereich der Asse ermittelten Restvolumina und die für die Berechnungszeiten berechneten Konvergenzvolumina, die die Grundlage der hier durchgeführten Berechnungen bilden, sind dagegen wesentlich ungenauer. Nach Ansicht der Sachverständigen und nach Angaben der GSF beträgt die relative Ungenauigkeit ca. 10% . Dies bedeutet, dass die berechneten maximalen Senkungswerte eine Standardabweichung von mindestens 10% der für die jeweilige Berechnungszeit ermittelten maximalen Senkung haben. Die maximalen Deformationswerte für die Zerrung und die Pressung sind durchschnittlich mit einem relativen Fehler von ca. 30% behaftet.

Diese Ungenauigkeiten verändern die früheren Aussagen hinsichtlich der Einwirkungen der zu erwartenden maximalen Bodenbewegungswerte auf bauliche Objekte nicht.

Die Senkungsprognose ergibt damit für das Zentrum der Senkungsmulde, im Betrachtungszeitraum von 2005 bis 100000, eine maximale Senkung von $1,26 \text{ m}$. Bei Annahme einer Standardabweichung von 10% , wird die maximale Senkung den Wert von $1,47 \text{ m}$ mit einer Wahrscheinlichkeit von 95% nicht überschreiten.

10 Auswirkungen auf die Schachanlage ASSE I

Der Schacht Asse 1 wurde in den Jahren 1899 – 1900 abgeteuft. Bis 1906 erfolgte die Auffahrung der 300 m -, der 360 m - und der 410 m -Sohle. Die bergmännischen Arbeiten wurden im Juli 1906 wegen eines Laugeneinbruches, im Bereich der 300 m -Sohle, beendet.

Der Schacht Asse 2 ist im Zeitraum 1906 – 1908 erstellt worden. Beim Abbau der so genannten Südflanke wurde ein Sicherheitspfeiler gegenüber den Abbauen der Schachanlage Asse I stehengelassen. Die minimale horizontale Entfernung der Abbaue der Schachanlage Asse I zu den Grenzabbauen der Südflanke beträgt im Niveau der 300 m -Sohle ca. 450 m .

Im Bereich des Schachtes Asse 1 werden seit 1986 regelmäßig geodätische Höhenmessungen durchgeführt. Die Ergebnisse der Höhenänderungen von 1986 bis 2004 zeigen eine Anomalie im Verlauf der Senkungsmulde (s. [GSF 1] – Anlage 4, Höhenfestpunktriss – Höhenänderungen 1996 – 2004), die auf geringe Hebungen durch die Änderung des Wasserniveaus im Schacht Asse 1 hindeutet (u. a. Sroka, 2005).

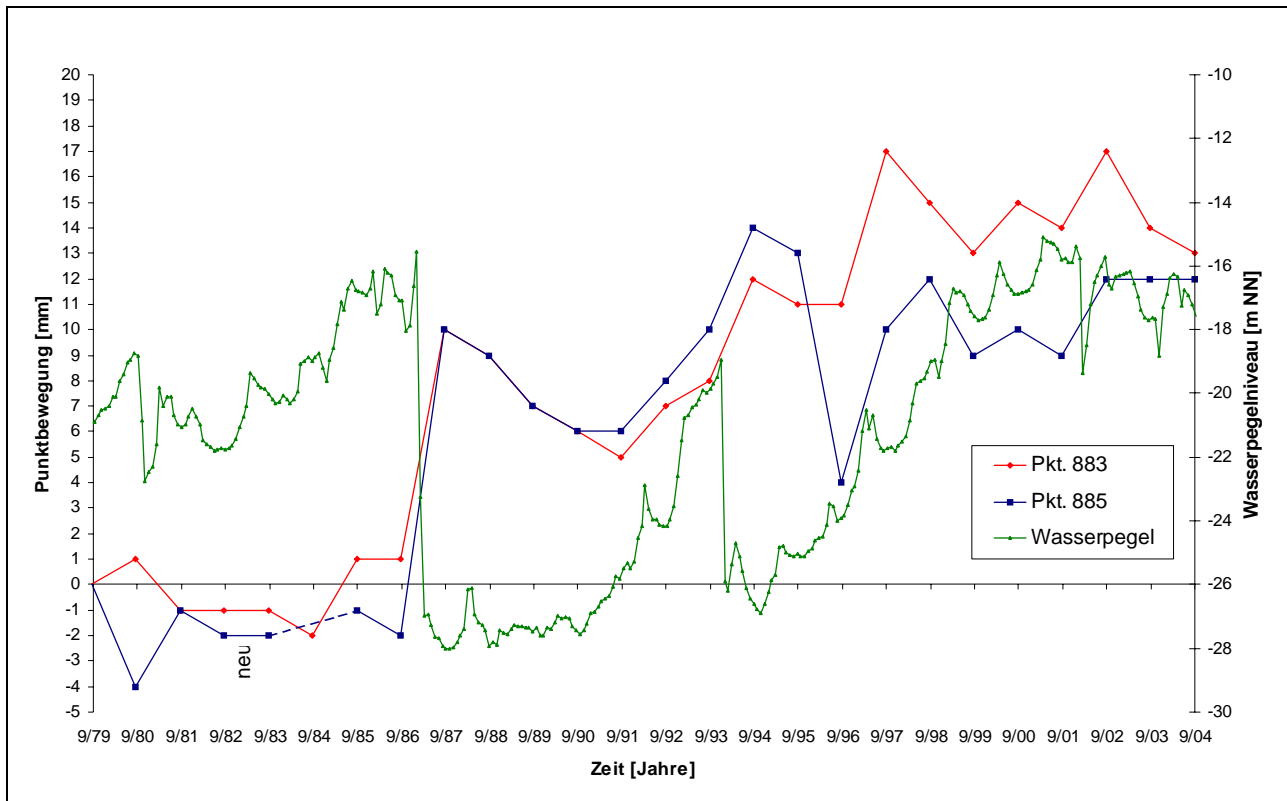


Abb. 10.1: Höhenänderungen der Messpunkte 883 und 885 und die Änderungen des Wasserniveaus im Schacht Asse 1 von 1979 bis 2004

Das Niveau des Wassers im Schacht Asse 1 hat sich im Beobachtungszeitraum von ca. -27 m NN (Mitte 1987) auf ca. -17,5 m NN (Mitte 2004) erhöht, wie die Pegelmessungen zeigen. Es ist zu davon auszugehen, dass die, durch die Konvergenz der Abbaue der Südflanke induzierten, Senkungen durch die flutungsbedingten Hebungen überdeckt wurden.

Die im Bereich der Asse I liegenden Messpunkte 883 und 885 wurden seit 9/1979 höhenmäßig beobachtet (Abb. 10.1). Nach 1986 wurden Hebungen bis max. 17 mm (Punkt 883 – Messung 9/2002) gemessen. Aktuell betragen sie ca. 15 mm. Etwa 200 m südlich und nördlich der Asse I treten Senkungen von ca. 5 bis 10 mm auf. Der Gesamtbetrag der Hebung seit 1986 wird auf ca. 25 – 30 mm geschätzt.

Die für das Profil 5 durchgeführten Berechnungen ergeben, dass die Asse I durch die Abbaue der Asse II senkungsmäßig beeinflusst wird (Abb. 10.2).

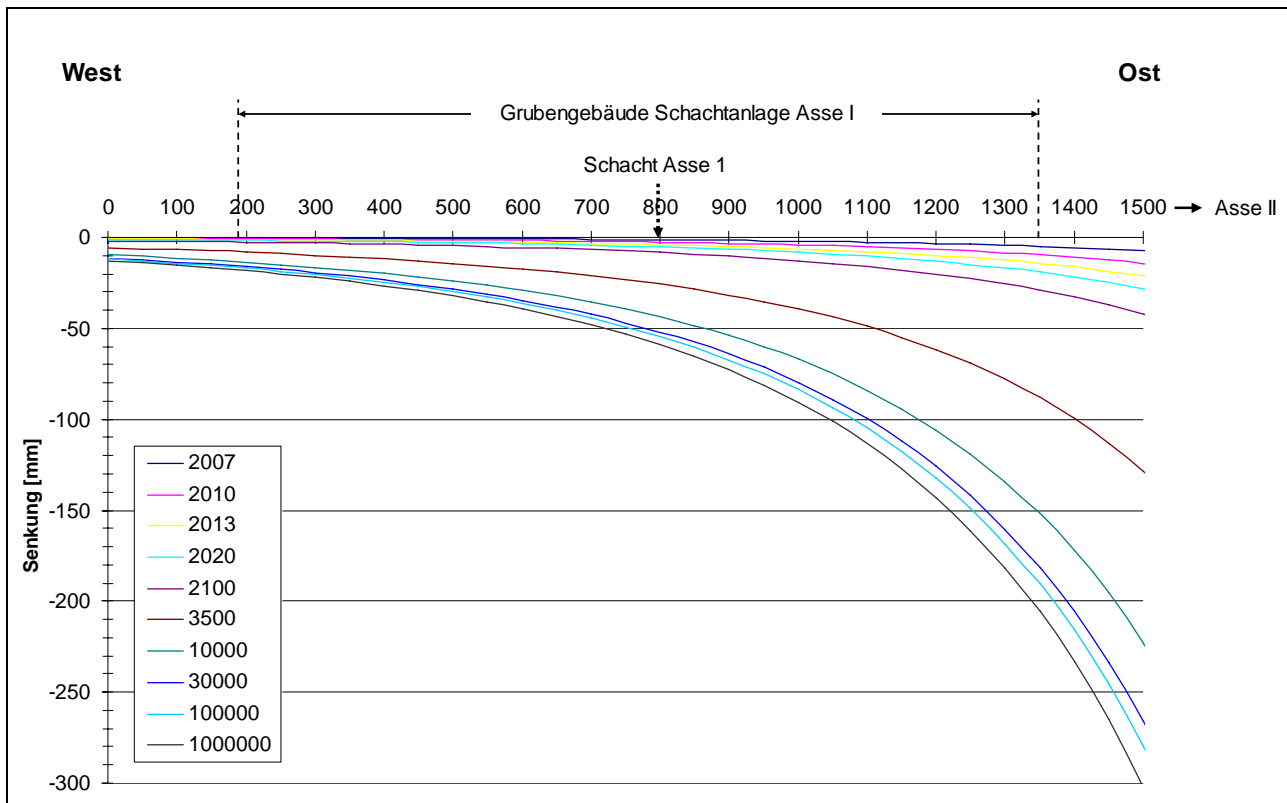


Abb. 10.2: Senkungsmäßige Beeinflussung der Asse I durch die Asse II (Alternative Max)

Der zeitliche Verlauf der Senkung für den Rasenhängebankbereich des Schachtes Asse 1 ist in der Tabelle 10.1 zusammengestellt und in der Abbildung 10.3 dargestellt.

Zeit	Rasenhängebank Asse 1
2007	-1.4
2010	-2.7
2013	-4.1
2020	-5.4
2100	-8.3
3500	-25.8
10000	-43.8
30000	-52.0
100000	-54.6
1000000	-58.9

Tab. 10.1: zeitlicher Verlauf der Senkung für den Rasenhängebankbereich des Schachtes Asse 1

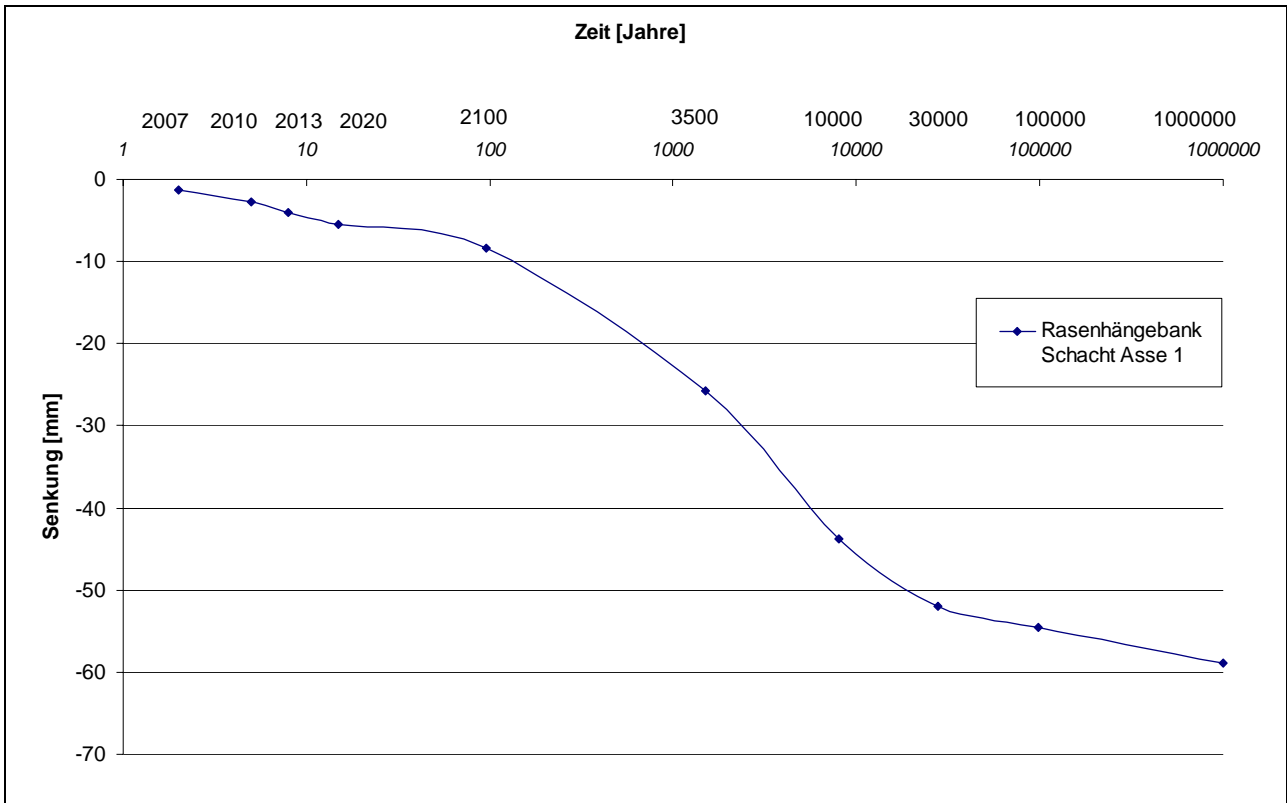


Abb. 10.3: Senkungsverlauf für den Rasenhängebankbereich des Schachtes Asse 1

In der Abbildung 10.4 ist der Verlauf der Haupteinwirkungsgrenze der Abbaue der Südflanke für das Verfahren von Knothe konstruiert.

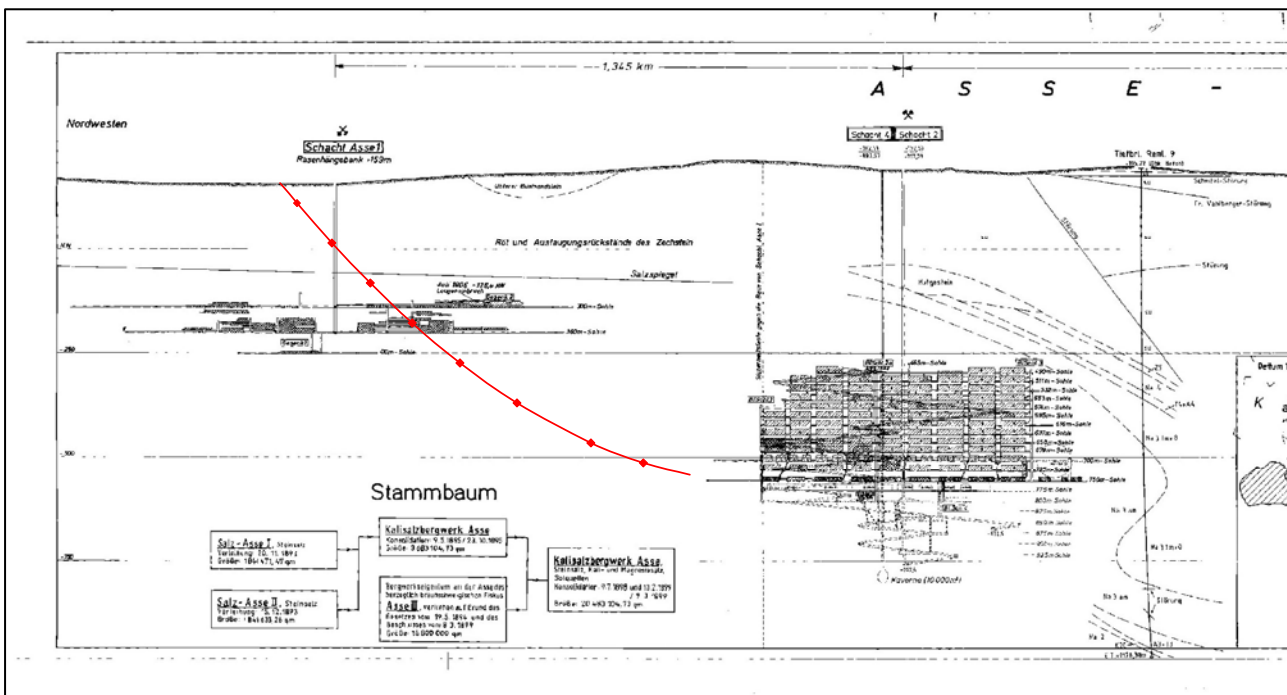


Abb. 10.4: Verlauf der Haupteinwirkungsgrenze der Abbaue der Südflanke nach dem Verfahren von Knothe

Es ist ersichtlich, dass die randlichen Einwirkungen der Abbaue Asse II das Grubengebäude der Asse I erfassen. Wegen der sehr geringen zeitlichen Bewegungs- und Deformationsraten sind jedoch Bruchvorgänge im Grubengebäude Asse I praktisch auszuschließen.

11 Literatur

Batkiewicz, W. (1968): Die Berechnung der Bodenbewegungselemente (polnisch). Verlag Śląsk, Katowice.

Borecki, M., Chudek, M. (1972): Gebirgsmechanik (polnisch). Verlag Śląsk, Katowice.

Chudek, M., Olszewski, W. und Pach, A. (1969): Der Einfluss der Kompressibilität der Bruchzone beim Abbau von unterbauten Flözen (polnisch). Przegląd Górniczy, Nr. 12.

Düsterloh, V. (1993): Gebirgsmechanische Untersuchungen zum Nachweis der geotechnischen Sicherheit von Deponiekavernen. Schriftenreihe, Institut für Bergbau, Technische Universität Clausthal, Heft Nr. 4, Dissertationsschrift.

Dzegniuk, B. (1970): Die Abhängigkeit zwischen den horizontalen und vertikalen Komponenten des Deformationstensors im Gebirge (polnisch). Wiss. Hefte der Berg- und Hüttenakademie in Kraków, Geodäsie Heft 17, Kraków.

Dzegniuk, B., Fenk, J. und Pielok, J. (1987): Analyse und Prognose von Boden- und Gebirgsbewegungen im Flözbergbau. Freiburger Forschungshefte, Bergbau und Geotechnik, Markscheidewesen, A 729.

Dzegniuk, B., Niedojadło, Z. und Sroka, A. (2003): The Bases of Dimensioning and the Exploitation of Shaft Safety Pillars. Proceedings of the school of underground mining 2003. Szczyrk, 17. – 21.02.2003, Cracow.

Geertsma, J. (1973): A basic theory of subsidence due to reservoir compaction: the homogeneous case. The analysis of surface subsidence resulting from gas production in the Groningen area, the Netherlands. Editor Nederlandse Aardolie Maatschappij B.V., Deel 28, S. 43 – 61.

Gromysz, J. (1977): Die Senkungsverteilung im Gebirge in direkter Nachbarschaft eines Strebens (polnisch). Berg- und Hüttenakademie in Kraków, Dissertationsschrift.

Hartmann, A. (1984): Ein Beitrag zur Überwachung von Kavernenanlagen. Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Maschinenwesen der Technischen Universität Clausthal. Dissertationsschrift.

Haupt, W., Sroka, A. und Schober, F. (1983): Die Wirkung verschiedener Konvergenzmodelle für zylinderförmige Kavernen auf die übertägige Senkungsbewegung. Das Markscheidewesen 90 (1983) Nr. 1 S. 159 – 164.

Hejmanowski, R., Popiołek, E. und Sroka, A. (1997): Die Prognose von Bodenbewegungselementen beim Kammerpfeilerbau im Flözbergbau (polnisch). Przegląd Górniczy Nr. 3.

Hejmanowski, R. (2004): Modelling in time and space of deformation caused by open stope mining in a layered orebody (polnisch). Habilitationsschrift, Verlag der Berg- und Hüttenakademie in Kraków, Heft 131.

Höselbarth, D., Sroka, A. (2006): Ein Beitrag zur Vorausberechnung abbaubedingter vertikaler Bodenbewegungen. Schriftenreihe des Institutes für Markscheidewesen und Geodäsie, TU Bergakademie Freiberg, Heft 2006-1, 7. Geokinematischer Tag, 11. und 12. Mai 2006.

Knothe, S. (1953): Der Einfluss der Zeit auf die Gestalt der Senkungsmulde (polnisch). Archiwum Górnictwa i Hutnictwa, Band 1, Heft 1, Warszawa.

Knothe, S., Kochmański, T. et al (1980): Der Schutz der Tagesoberfläche vor Bergschäden (polnisch). Verlag Śląsk, ISBN 83-216-0021-2, Katowice.

Knothe, S. (1984): Prognose der abbaubedingten Einwirkungen (polnisch). Verlag Śląsk.

Kochmański, T. (1955): Integrale Theorie der Bodenbewegungen für den Abbau von flözartigen Lagerstätten auf der Basis der in situ Messungen (polnisch). Geodäsie und Kartographie, Band 4, Heft 2, Warszawa.

Kochmański, T. (1959): Integral – Theorie der Bodenbewegungen unter Einwirkung des Abbaus. Freiburger Forschungshefte, A 118.

Kowalski, A. (2004): Analyse der Zeitfunktion und deren Kennwerte auf der Basis der in situ – Senkungsmessungen (polnisch). Przegląd Górniczy Nr. 6, Juni 2004.

Kratzsch, H. (1974): Bergschadenkunde. Springer Verlag, Berlin – Heidelberg – New York.

Litwiniszyn, J. (1958): Statistische Methoden in der Gebirgsmechanik. Internationale Gebirgstagung 1958, Akademie Verlag Berlin.

Naworyta, W., Sroka, A. (2005): Assessment of Uncertainty of Ground Movement Elements Prediction using Geostatistical Simulation. MIOCEN 2005, Conference proceedings, Podebrady 27.09. – 02.10.2005, ISBN 83 – 920441 – 5 – 0, S. 119 – 130.

Pielok, J., Sroka, A. (1980 – 1981): Neue Konzepte zum Schutz der Tagesoberfläche in Bergbaugebieten (polnisch). Wiss. Konferenz zum Thema: Die Methoden zur Bemessung von Sicherheitspfeilern und deren Abbau, Gliwice, 1980 – 1981.

Popiołek, E., Hejmanowski, R. (1999): Über die Genauigkeit der Vorausberechnung von Bodenbewegungselementen der Tagesoberfläche im polnischen Steinkohlenbergbau. 1. Aachener Bergschadenkundliches Kolloquium, „Bergbauinduzierte Bodenbewegungen“, 1. und 2. Juni 1999.

Preuße, A., Sroka, A. (2000) : Bergschadenkundliches Senkungsvorausberechnungsmodell für die Schachanlage Asse. Gutachterliche Stellungnahme für das GSF – Forschungszentrum, Schachanlage Asse. Dortmund – Dresden.

Pytlarz, T. (1971): Die Minimierung der bergbaulichen Einwirkungen auf die Tagesoberfläche durch die Zuschnittgestaltung (polnisch). Hauptinstitut für Bergbau in Katowice, Dissertationsschrift.

Schober, F., Sroka, A. (1983): Die Berechnung von Bodenbewegungen über Kavernen unter Berücksichtigung des zeitlichen Konvergenz- und Gebirgsverhaltens. Kali u. Steinsalz, Bd. 8 (1983) Heft 10.

Sroka, A. (1973): Die Zusammenhänge zwischen den Komponenten des Deformationstensors im Gebirge und an der Tagesoberfläche (polnisch). Rudy i Metale Nieżelazne, Nr. 12.

Sroka, A. (1976): Eine Methode zur Berechnung der Gebirgs- und Bodenbewegungselemente für kleine endliche Abbauflächen (polnisch). Wissenschaftliche Hefte der Berg- und Hüttenakademie in Kraków, Nr. 607, Geodäsie Heft 46, 1976.

Sroka, A. (1984): Abschätzung einiger zeitlicher Prozesse im Gebirge. Schriftenreihe – Lagerstätten erfassung und –darstellung, Bodenbewegung und Bergschäden, Ingenieurvermessung, Wissenschaftliches Kolloquium, Leoben, 15./16. November 1984.

Sroka, A., Hartmann, A. (1985): Die Überwachung von Speicherkavernen mittels geodätischer und physikalischer Beobachtungen. VIth International Congress, International Society for Mine Surveying, Harrogate, 9 – 13 September 1985, A. A. Balkema, Rotterdam, Boston.

Sroka, A., Schober, F. und Sroka, T. (1987): Allgemeine Abhängigkeiten zwischen dem abgebauten Volumen und dem Volumen der Senkungsmulde unter Berücksichtigung der Zeitfunktion (polnisch). Ochrona Terenów Górniczych Nr. 79/1, Katowice.

Sroka, A., Schober, F. und Sroka, T. (1988): Vorausberechnung von Gebirgsbewegungen bei geneigten flözartigen Lagerstätten unter Berücksichtigung anisotroper Gebirgseigenschaften, des Durchbauungsgrades und des zeitlichen Konvergenz- und Verzögerungsverhaltens des Gebirges. Abschlussbericht des DFG – Forschungsprojektes Ha 526/15 – 1, Clausthal – Zellerfeld, April 1988.

Sroka, A. (2003): Die Zeitfunktion aus der Sicht der kontinuierlichen und quasikontinuierlichen Senkungsmessungen (polnisch). VII. Tage der Bergvermessung und des Schutzes der Tagesoberfläche in Bergbaugebieten, Zakopane 4. – 7. Juni 2003, Wissenschaftliche Hefte der Berg- und Hüttenakademie in Kraków, Geodäsie, Band 9, Heft 2/1, Kraków.

Sroka, A. (2003): Der Einfluss von Hochleistungsstreben auf das Gebirge und die Tagesoberfläche. Glückauf Forschungshefte 64, Nr. 3, S. 76 – 84, September.

Sroka, A., Preuße, A. und Kateloe, H.-J. (2005): Basics on the Dimensioning and the Extraction of Shaft Safety Zones. 24th International Conference on Ground Control in Mining, 02.-04.08.2005, Lakeview Scanticon Resort & Conference Center, Morgantown, WV, USA, ISBN 0-939084-56-9.

Sroka, A. (2005): Ein Beitrag zur Vorausberechnung der durch den Grundwasseranstieg bedingten Hebungen. 5. Altbergbau – Kolloquium, TU Clausthal, 3. – 5. November 2005.

Stoch, T. (2005): Der Einfluss der geologischen und abbautechnischen Bedingungen auf die Streuung des abbaubedingten Verschiebungs- und Deformationsprozesses (polnisch). Dissertationsschrift, Berg- und Hüttenakademie in Kraków.

Szpetkowski, S. (1974): Die Berechnung der maximalen Senkungen für die Vollfläche bei Bruch- und Versatzabbau (polnisch). Ochrona Terenów Górniczych Nr. 29, Katowice.

Whittaker, B. N., Reddish, D. J. (1989): Subsidence – Occurance, Prediction and Control. Elsevier, Amsterdam – Oxford – New York – Tokyo.

Wieland, R. (1984): Ein Verfahren zur Senkungsvorausberechnung über Abbauen in flachgelagerten Flözen auch unter Berücksichtigung der Besonderheiten des durchbauten Gebirges. Dissertationsschrift, RWTH Aachen.

GSF – Berichte:

- [GSF 1] GSF, Forschungsbergwerk Asse: Tagesnivellement 2004 – Schachtanlage Asse.
- [GSF 2] GSF, Forschungsbergwerk Asse: Risswerk - Schachtanlage Asse.
- [GSF 3] GSF, Forschungsbergwerk Asse: Ermittlung des Volumens der Resthohlräume für das Einbringen eines Schutzfluids, Bericht, Stand 03/2006, Revision 3.
- [GSF 4] Institut für Gebirgsmechanik GmbH: Gebirgsmechanische Langzeitprognose für die Schachtanlage Asse, Leipzig, 10/2006.
- [GSF 5] Institut für Gebirgsmechanik GmbH: Tragfähigkeitsanalyse des Gesamtsystems der Schachtanlage Asse in der Betriebsphase, Revision 2, Leipzig, 10/2006.
- [GSF 6] GSF, Forschungsbergwerk Asse: Herleitung und Beschreibung des Konzeptes zur Schließung der Schachtanlage Asse, Bericht, Revision 5, 10/2006.
- [GSF 7] GSF, Forschungsbergwerk Asse: Zwischenberichte zu den Deformationsmessungen – Markscheiderei – Schachtanlage Asse; Stand: 09.03.2006.
- [GSF 8] Bergschadenkundliches Senkungsvorausrechnungsmodell für die Schachtanlage Asse, Stand 2000.
- [GSF 9] GSF, Forschungsbergwerk Asse: Lagemessungen unter Tage 2005 – Schachtanlage Asse.

Anlagenverzeichnis

Senkungsvorausberechnung Schachtanlage Asse

I. Einzelpunkte

- I.1 *Deckblatt – Zeitsenkungskurven für Einzelpunkte*
- I.2 *Zeitsenkungskurven für die Variante Max.*
- I.3 *Zeitsenkungskurven für die Variante Max. bis zum Jahr 2020*
- I.4 *Zeitsenkungskurven für den Punkt 684 für die Variante Max.*
- I.5 *Zeitsenkungskurven für den Punkt 684 für die Variante Max. bis zum Jahr 2020*
- I.6 *Zeitsenkungskurven für die Variante Min.*
- I.7 *Zeitsenkungskurven für die Variante Min. bis zum Jahr 2020*
- I.8 *Zeitsenkungskurven für den Punkt 684 für die Variante Min.*
- I.9 *Zeitsenkungskurven für den Punkt 684 für die Variante Min. bis zum Jahr 2020*

II Profile

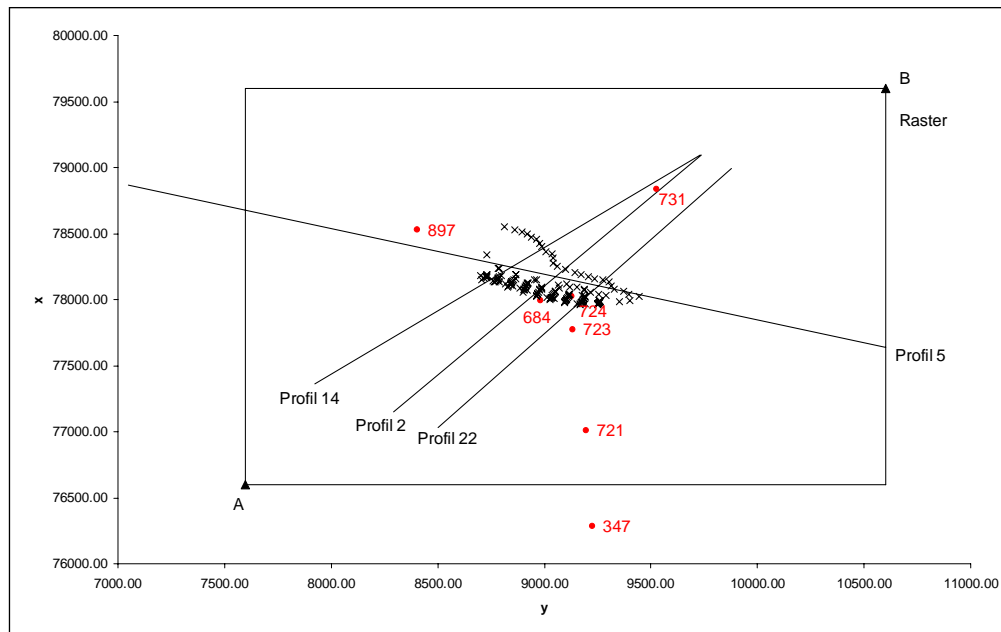
- II.1. *Deckblatt – Senkungsvorausberechnung für Profile*
- II.2. *Senkungsvorausberechnung für das Profil 2 für die Variante Max.*
- II.3. *Senkungsvorausberechnung für das Profil 2 für die Variante Min.*
- II.4. *Senkungsvorausberechnung für das Profil 5 für die Variante Max.*
- II.5. *Senkungsvorausberechnung für das Profil 5 für die Variante Min.*
- II.6. *Senkungsvorausberechnung für das Profil 14 für die Variante Max.*
- II.7. *Senkungsvorausberechnung für das Profil 14 für die Variante Min.*
- II.8. *Senkungsvorausberechnung für das Profil 22 für die Variante Max.*
- II.9. *Senkungsvorausberechnung für das Profil 22 für die Variante Min.*

III. Raster

- III.1. Deckblatt – Senkungsvorausberechnung für Raster*
- III.2. Übersicht über die berechneten Punkte, Profile und das Raster*
- III.3. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 - 2007*
- III.4. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 - 2010*
- III.5. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 - 2013*
- III.6. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 2020 für die Variante Max.*
- III.7. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 2020 für die Variante Min.*
- III.8. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 2100 für die Variante Max.*
- III.9. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 2100 für die Variante Min.*
- III.10. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 3500 für die Variante Max.*
- III.11. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 3500 für die Variante Min.*
- III.12. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 10000 für die Variante Max.*
- III.13. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 10000 für die Variante Min.*
- III.14. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 30000 für die Variante Max.*
- III.15. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 30000 für die Variante Min.*
- III.16. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 100000 für die Variante Max.*
- III.17. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 100000 für die Variante Min.*
- III.18. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 1000000 für die Variante Max.*
- III.19. Senkungsvorausberechnung für den Zeitraum 2005 – 1000000 für die Variante Min.*

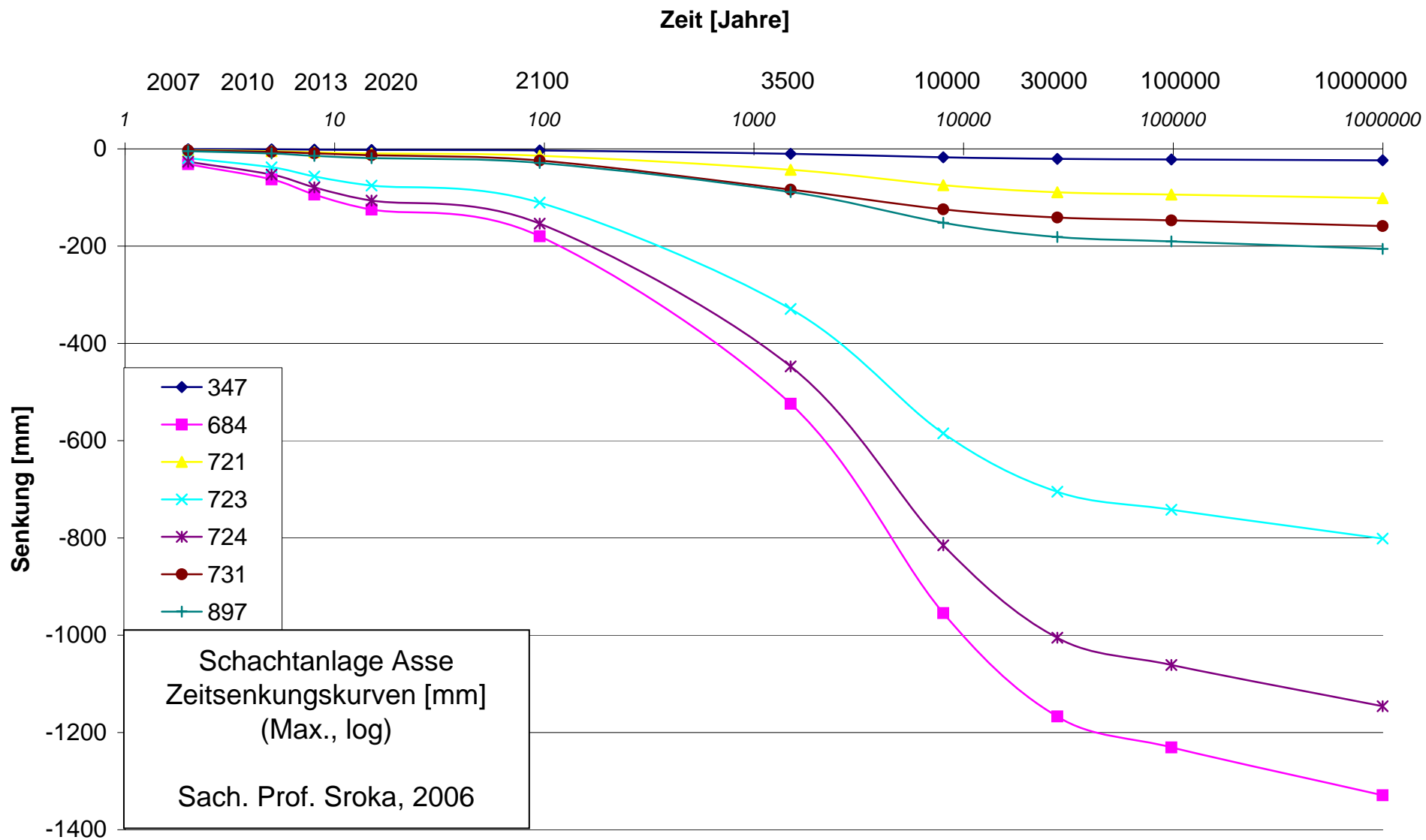
Senkungsberechnung Schachtanlage Asse

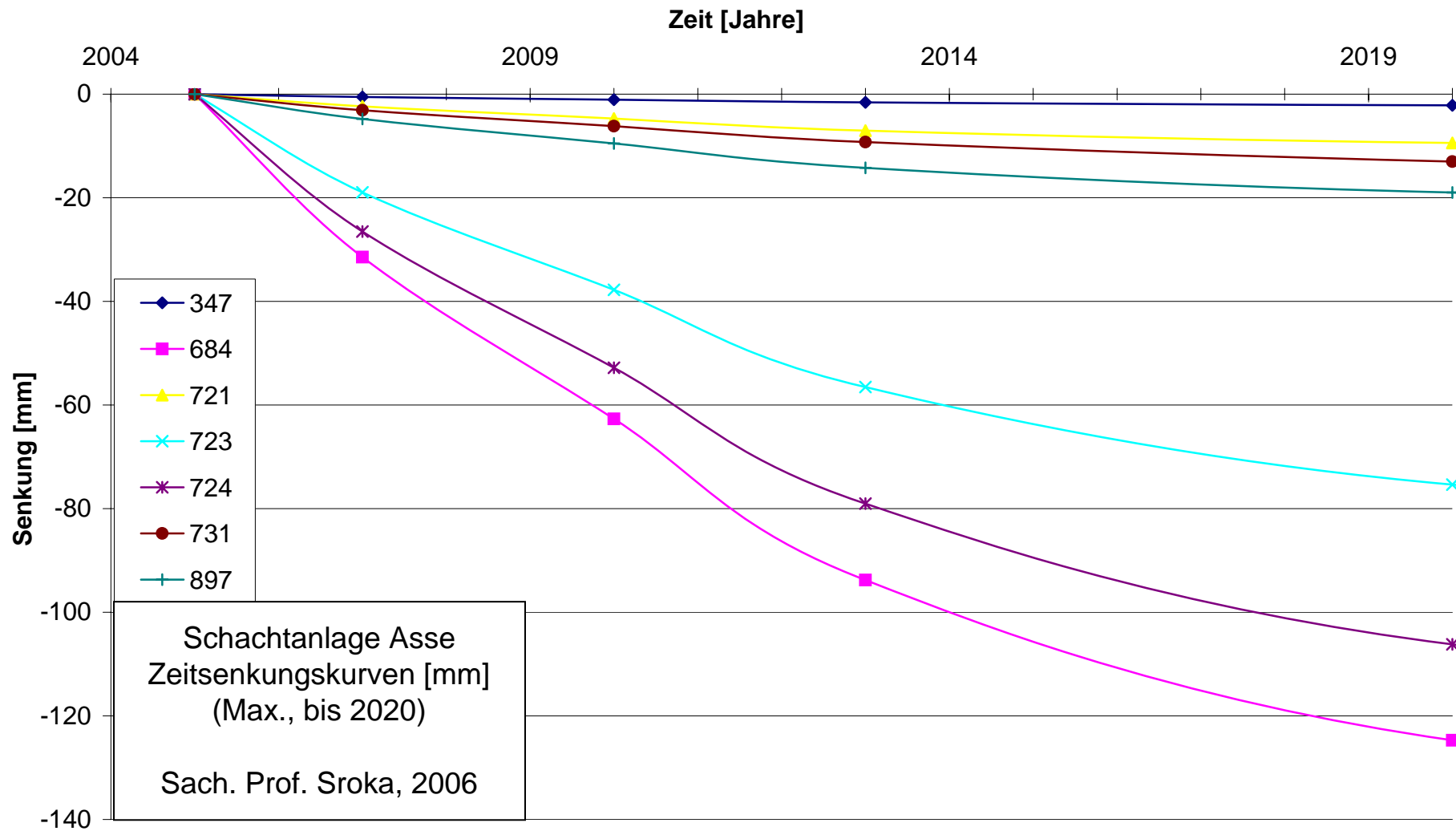
Deckblatt – Zeitsenkungskurven für Einzelpunkte

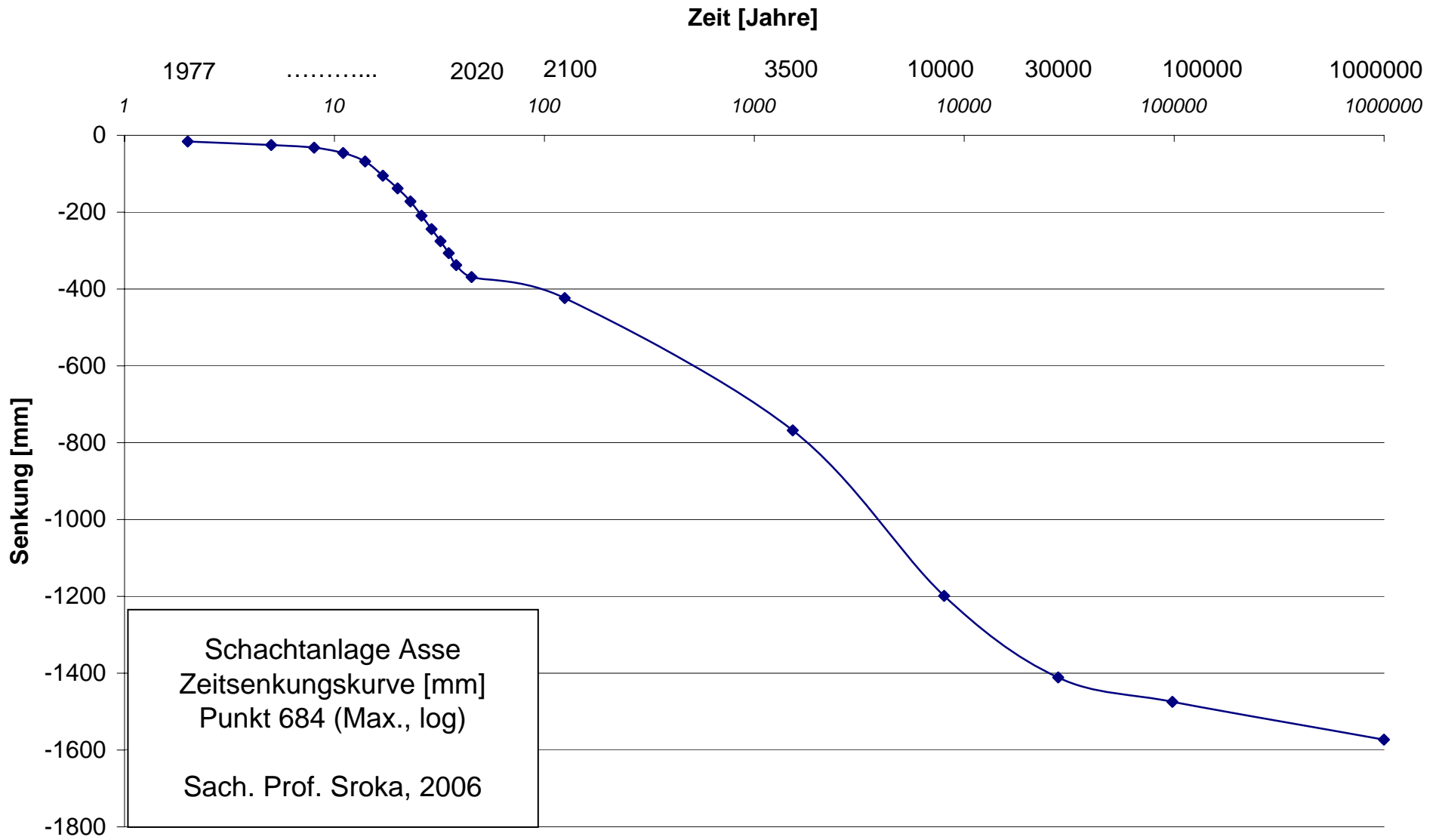


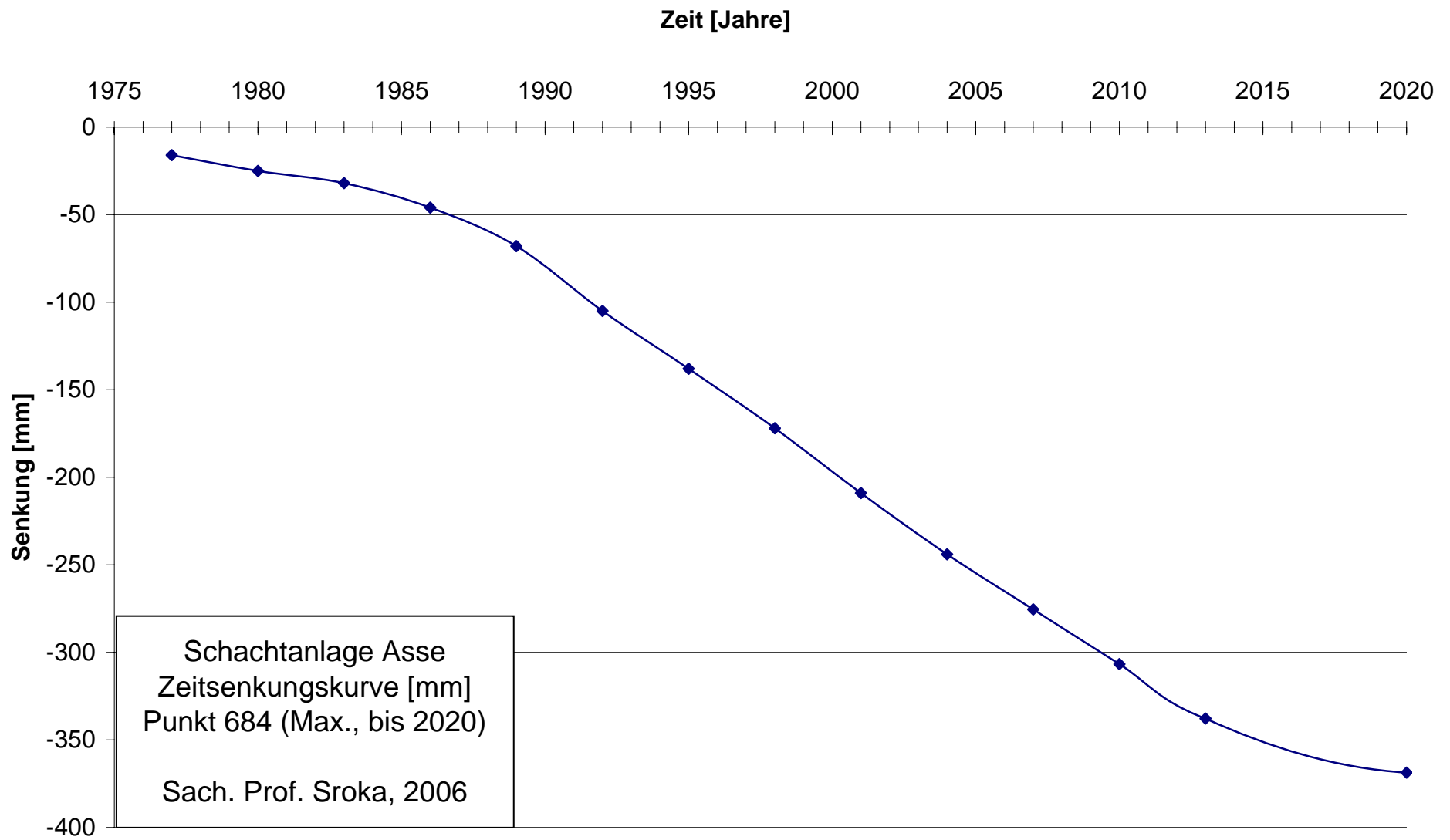
Koordinaten

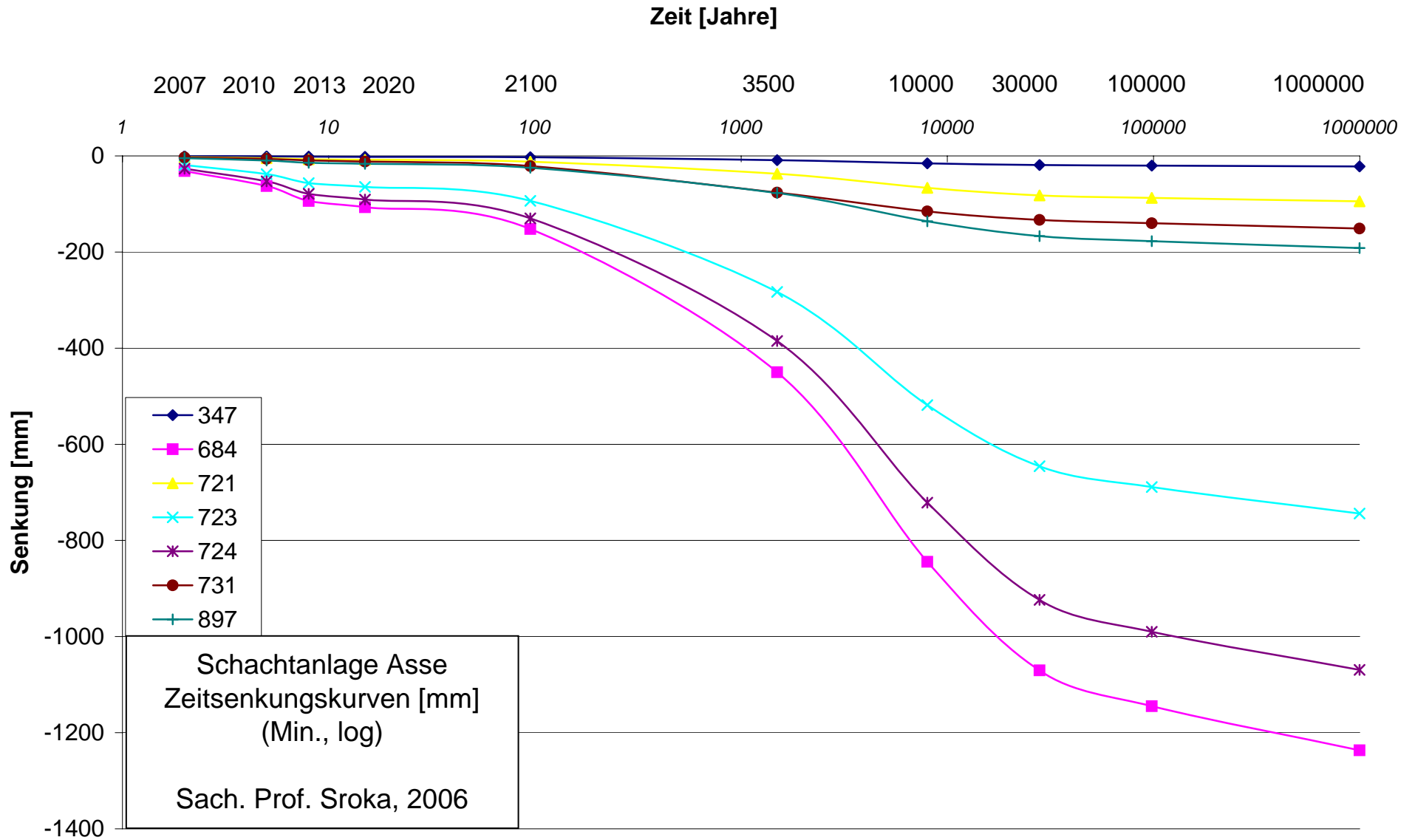
Punkt	Rechtswert	Hochwert
347	9227.0	76284.5
684	8985.1	77995.5
721	9197.8	77006.5
723	9133.1	77770.1
724	9128.8	78020.4
731	9525.8	78837.9
897	8405.6	78526.9

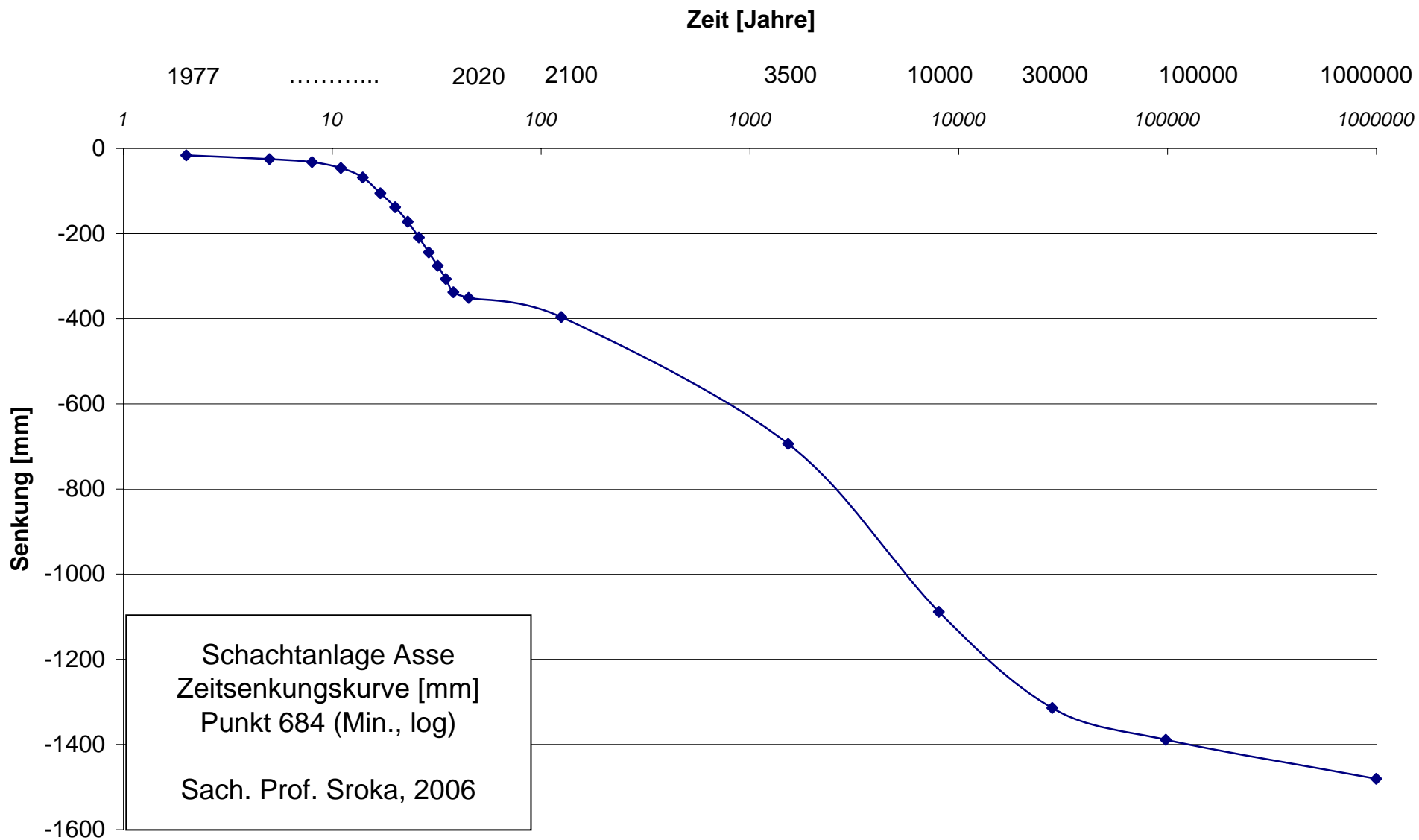


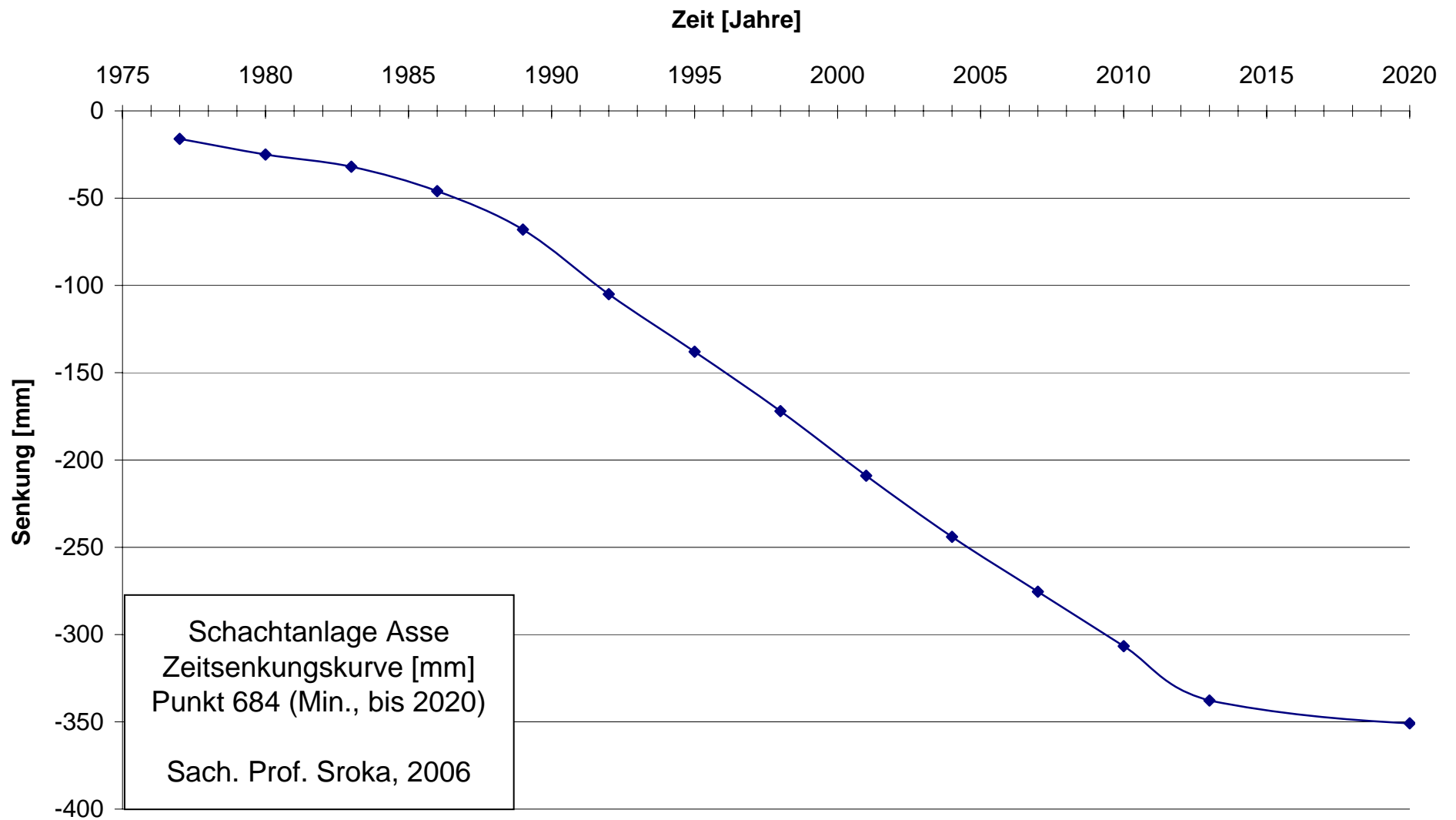






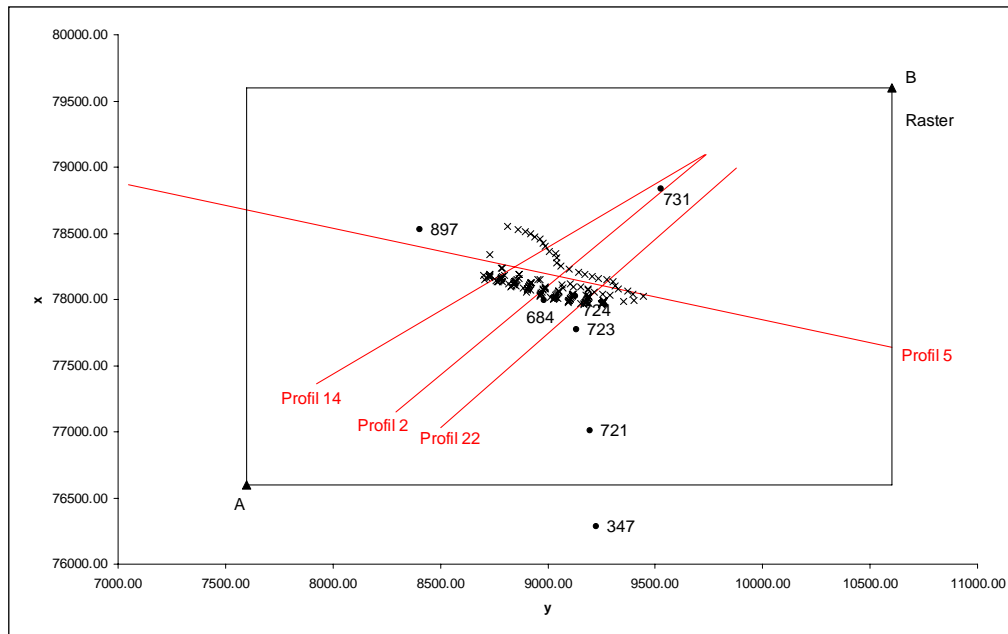






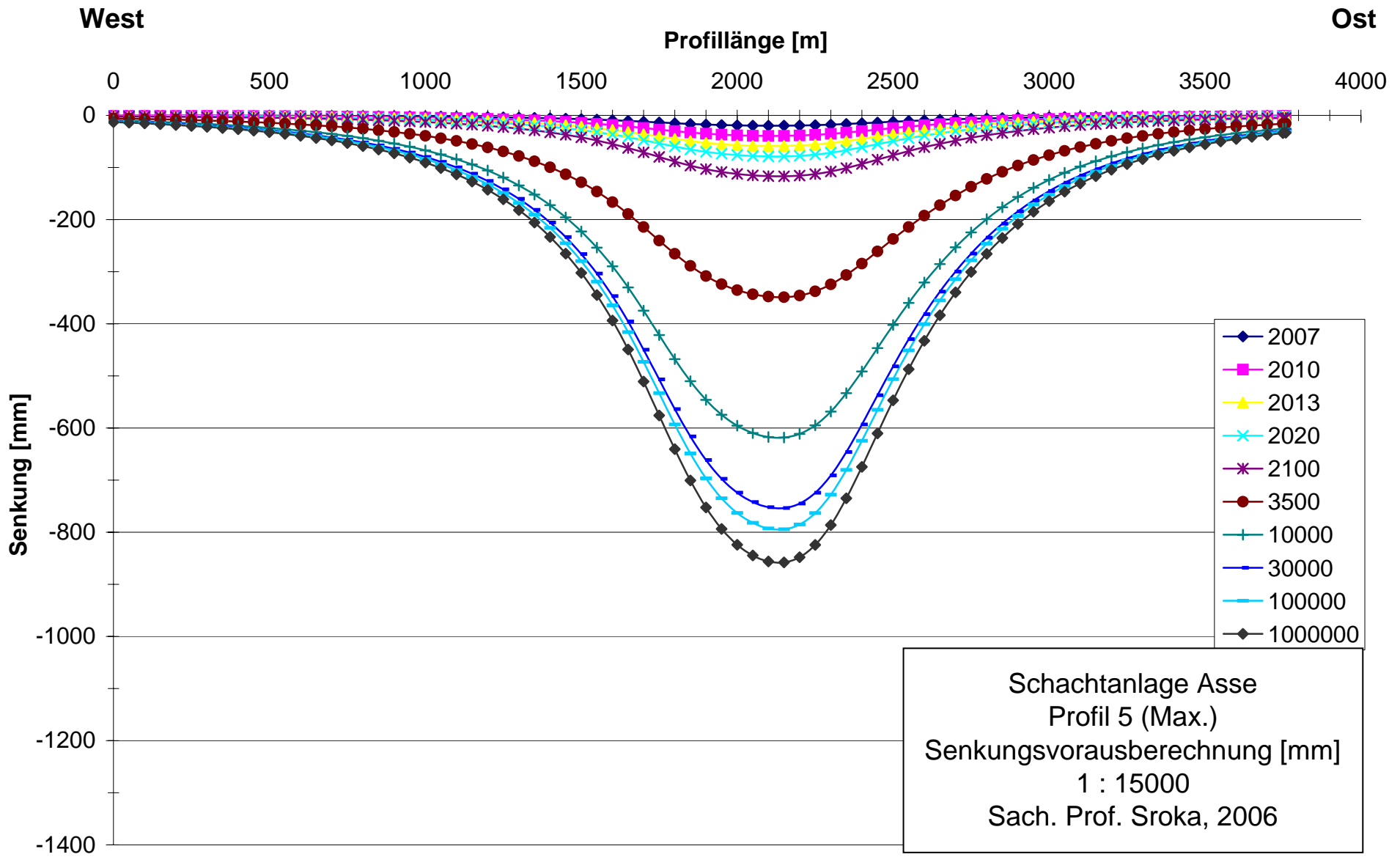
Senkungsberechnung SchachtanlageASSE

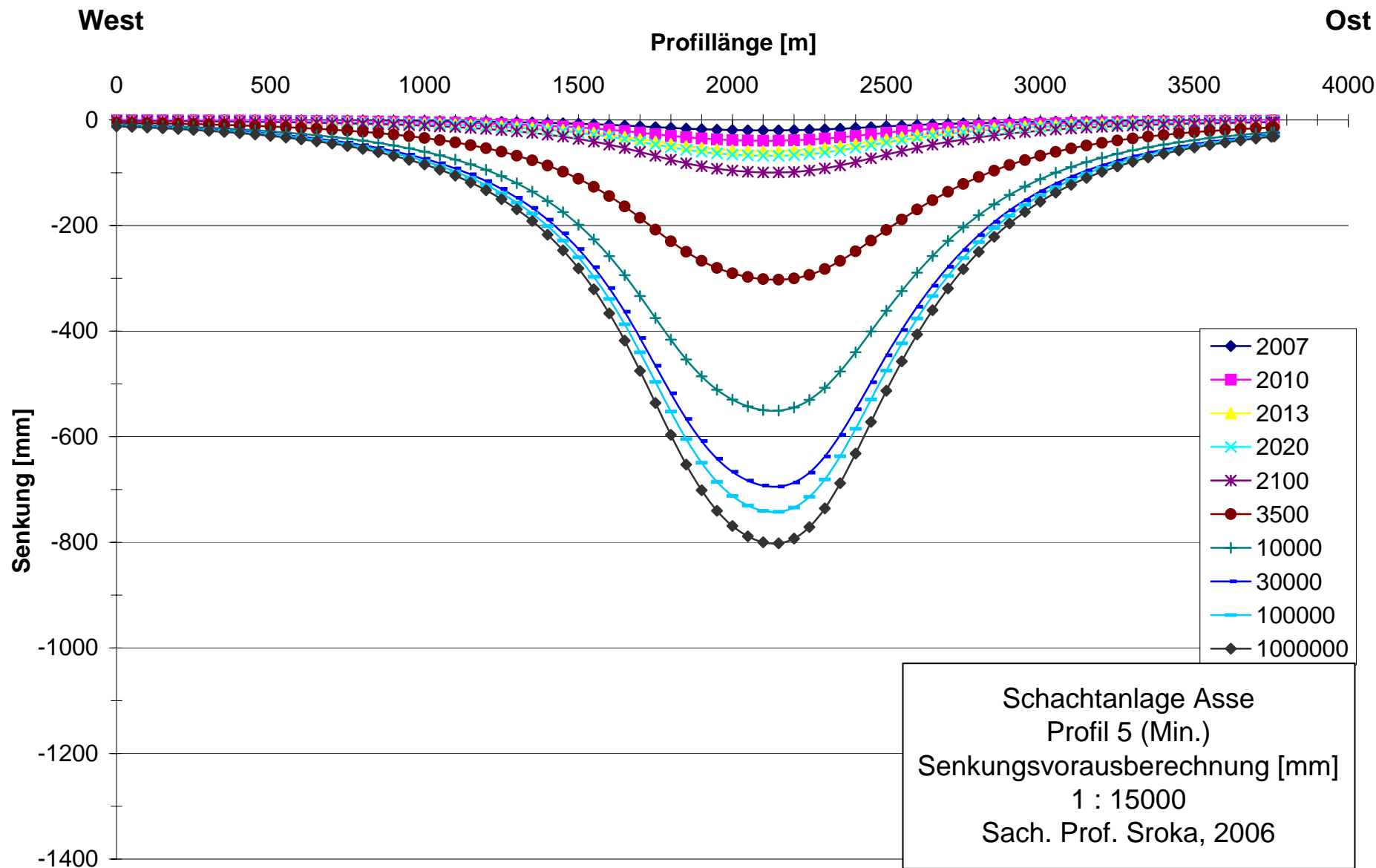
Deckblatt – Senkungsvorausberechnung für Profile

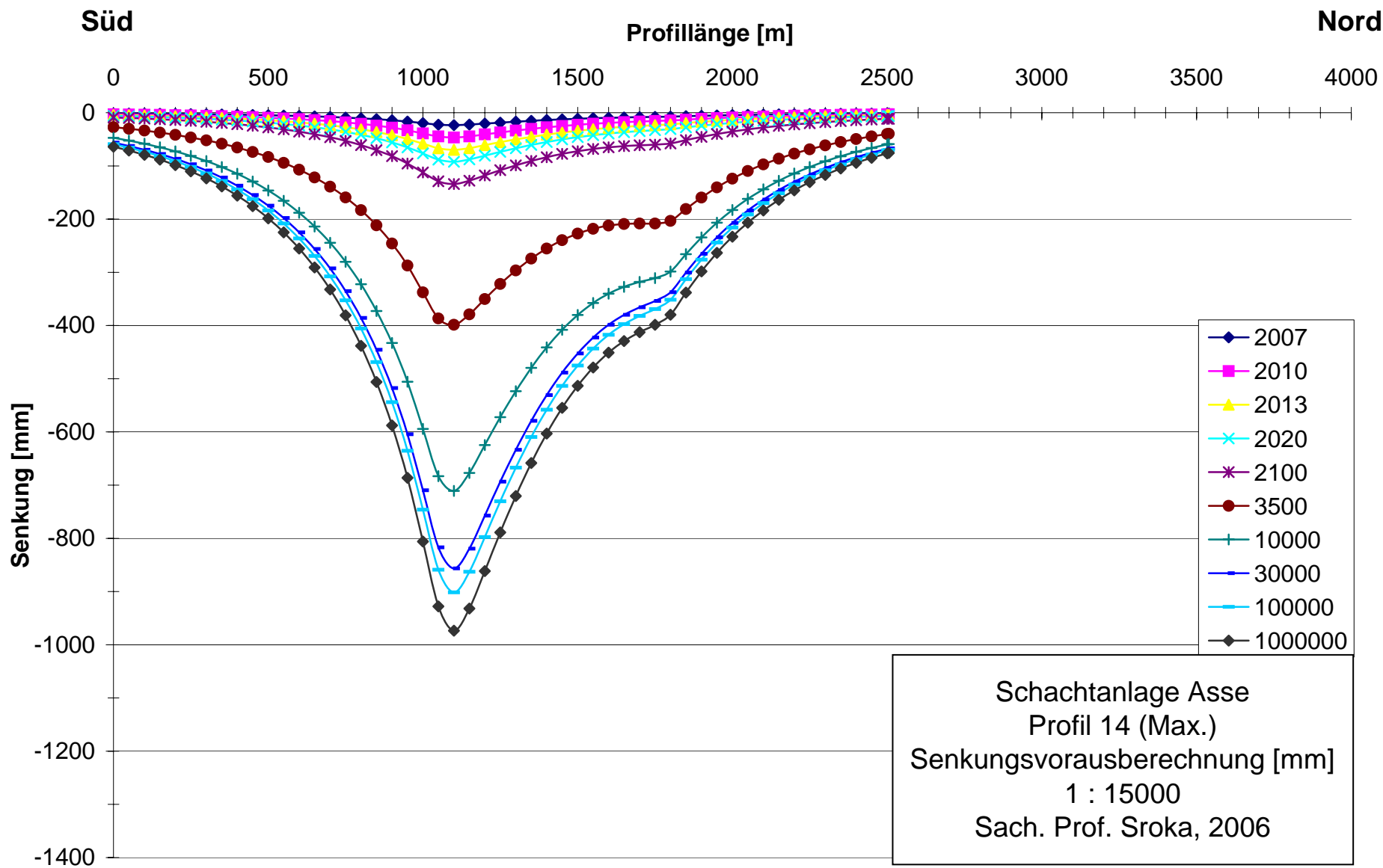


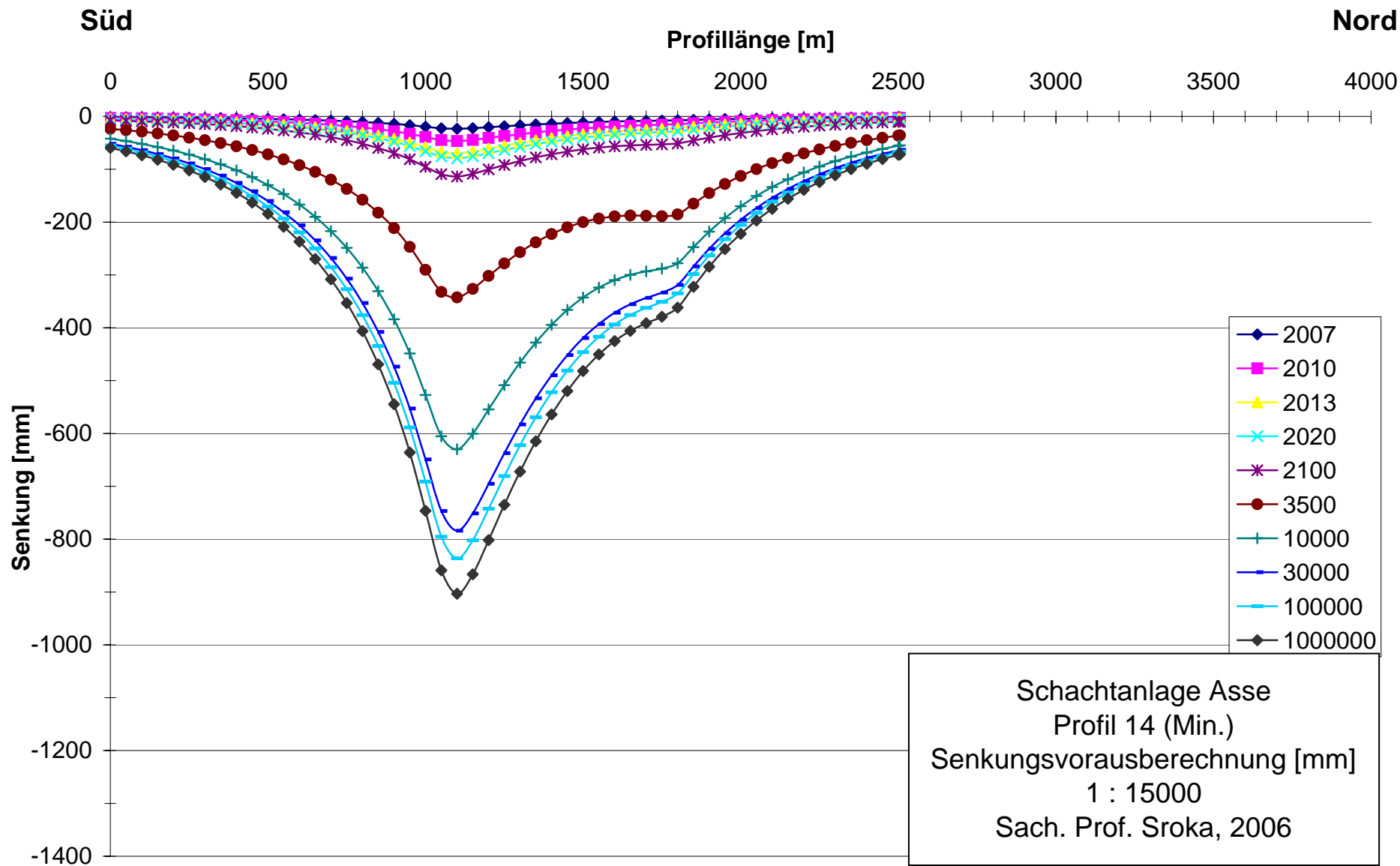
Koordinaten

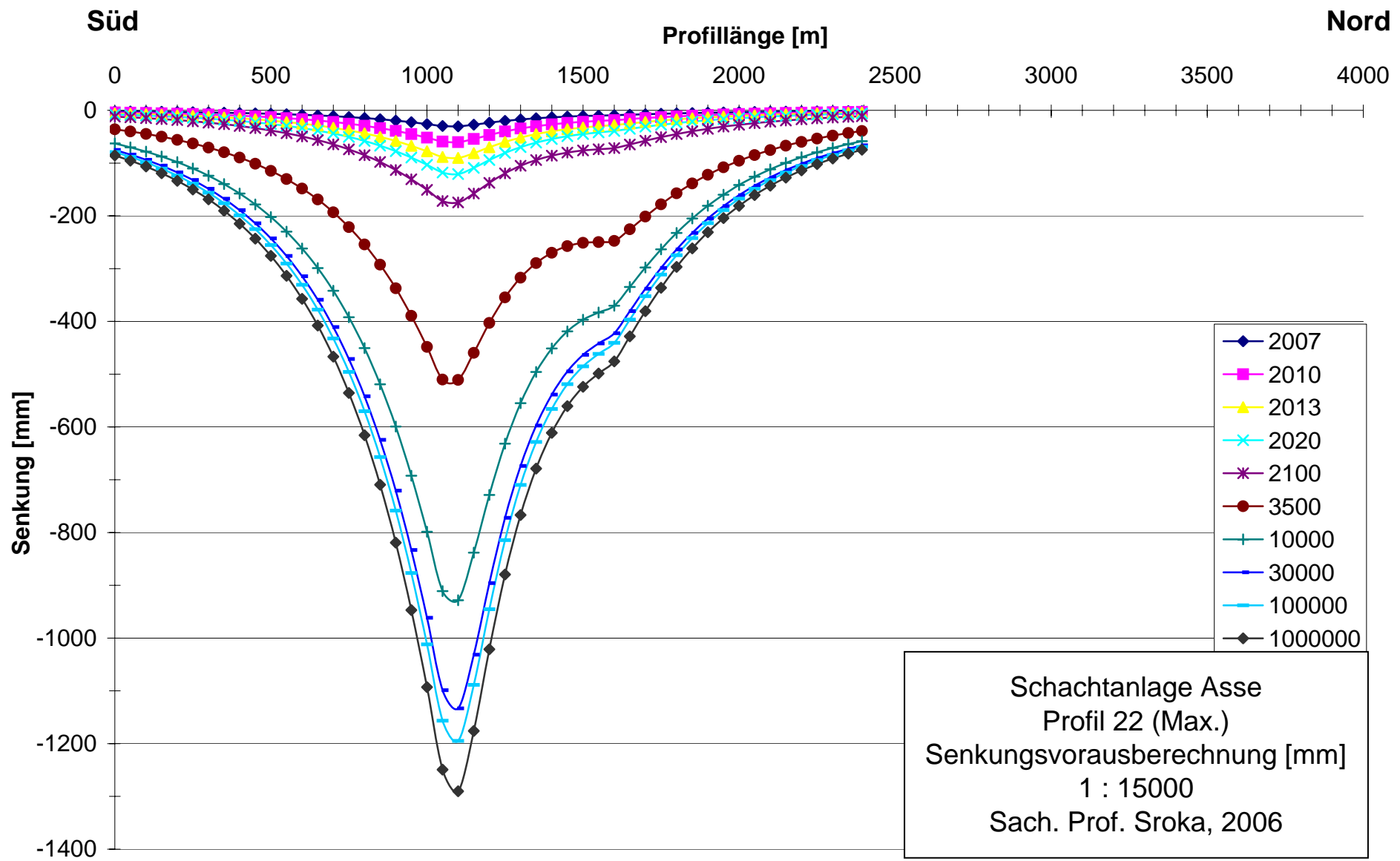
Profil	Rechtswert	Hochwert
2 Nord	9738.40	79091.20
2 Süd	8294.30	77152.90
5 West	7048.20	78867.20
5 Ost	10600.00	77636.90
14 Nord	9732.2	79097.5
14 Süd	7925.7	77361.2
22 Nord	9877.3	78993.6
22 Süd	8500.8	77035.1

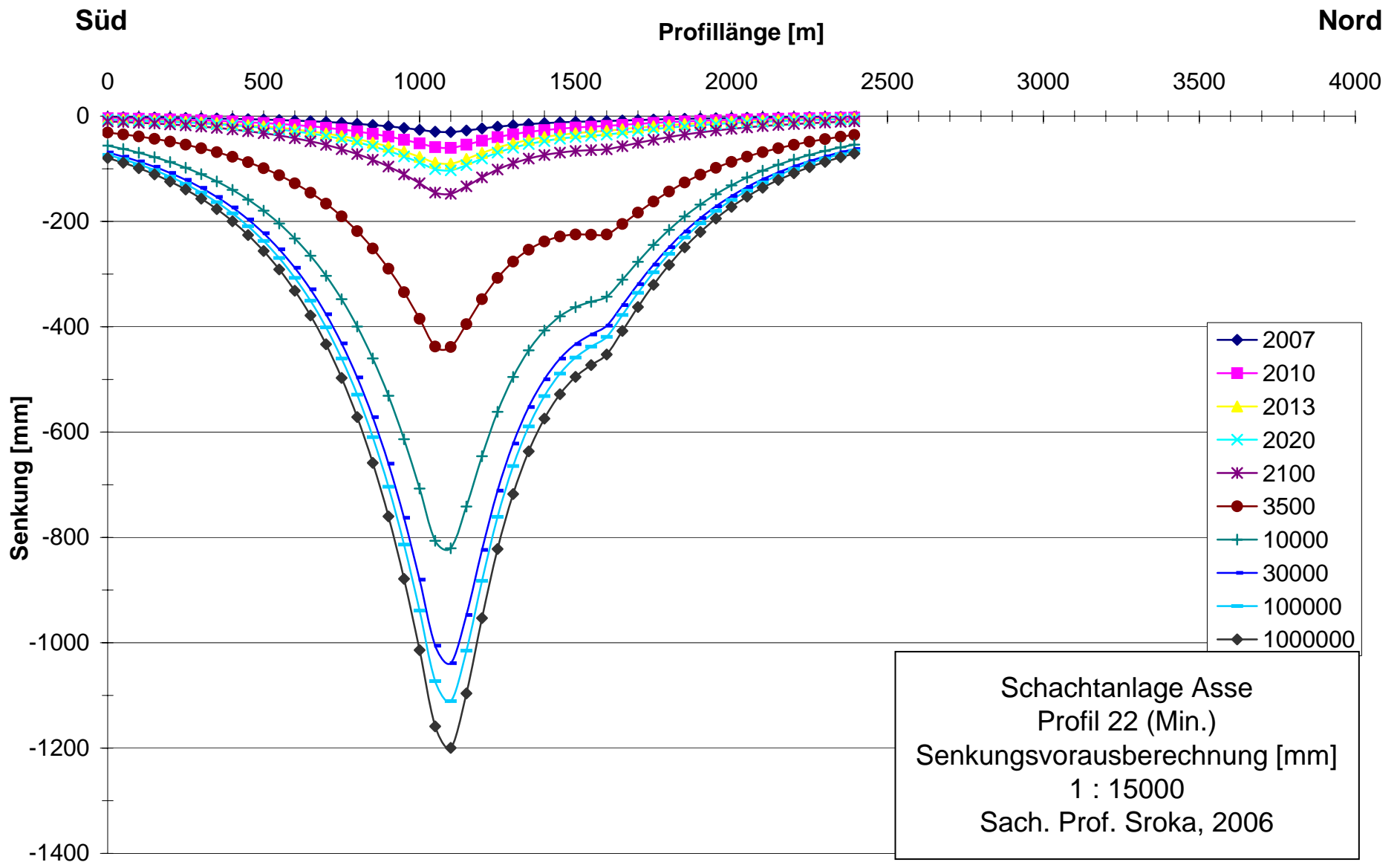






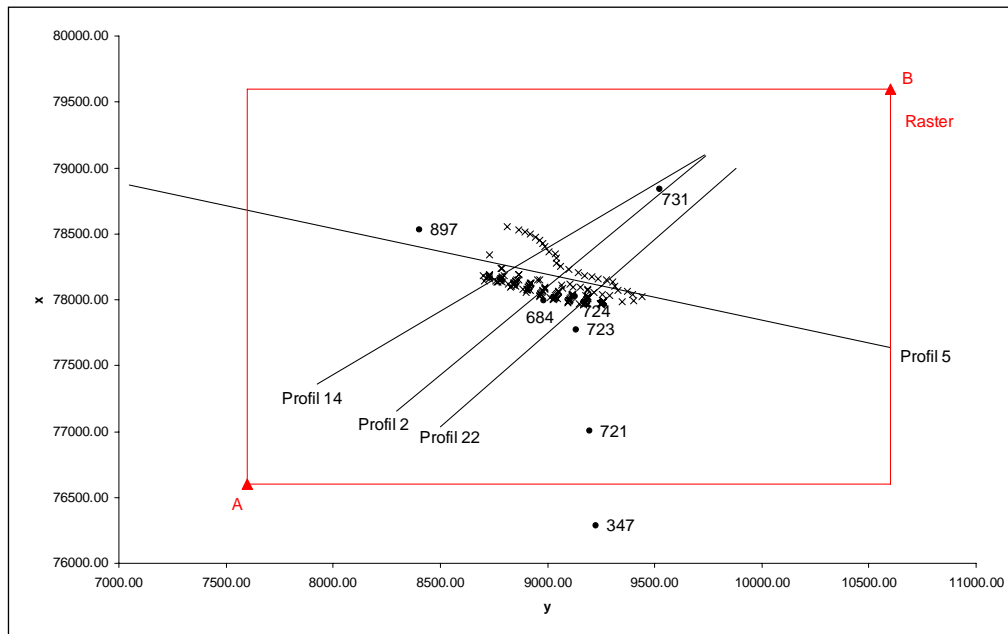






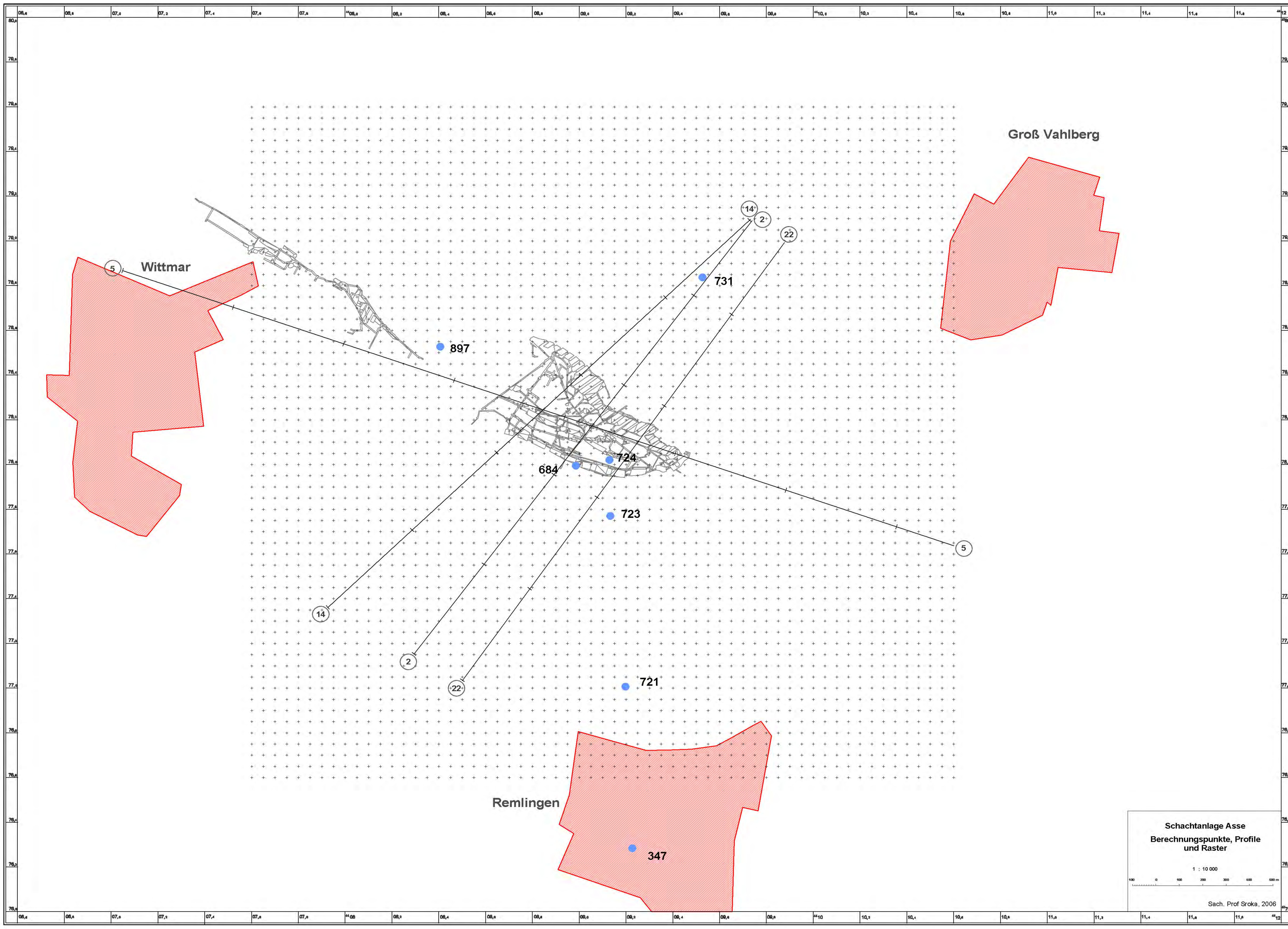
Senkungsberechnung Schachtanlage Asse

Deckblatt – Senkungsvorausberechnung für Raster



Koordinaten

Punkt	Rechtswert	Hochwert
A	7600	76600
B	10600	79600



Groß Vahlberg

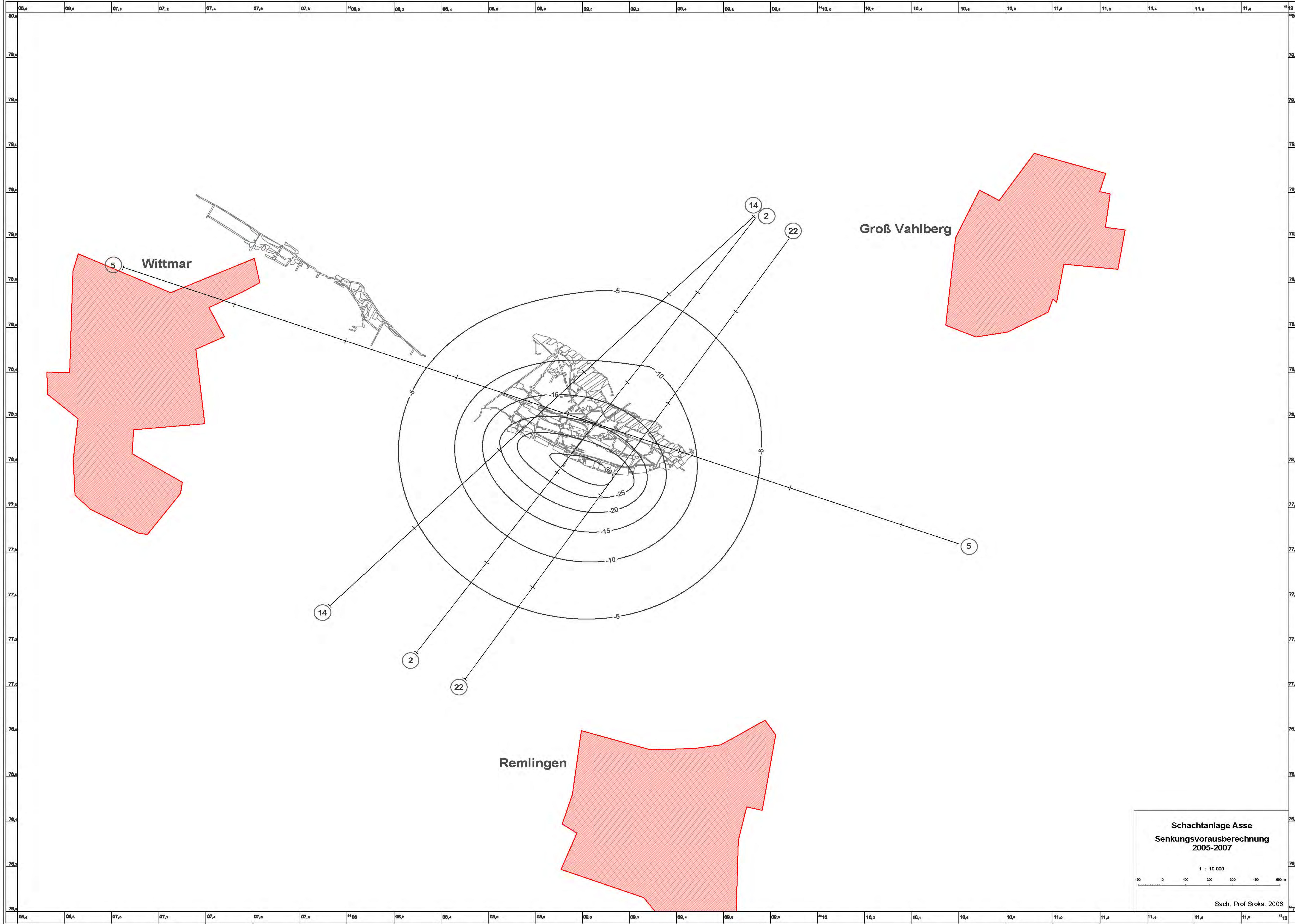
Wittmar

Remlingen

SchachanlageASSE
Berechnungspunkte, Profile
und Raster

1 : 10 000

Sach. Prof Sroka, 2006



Wittmar

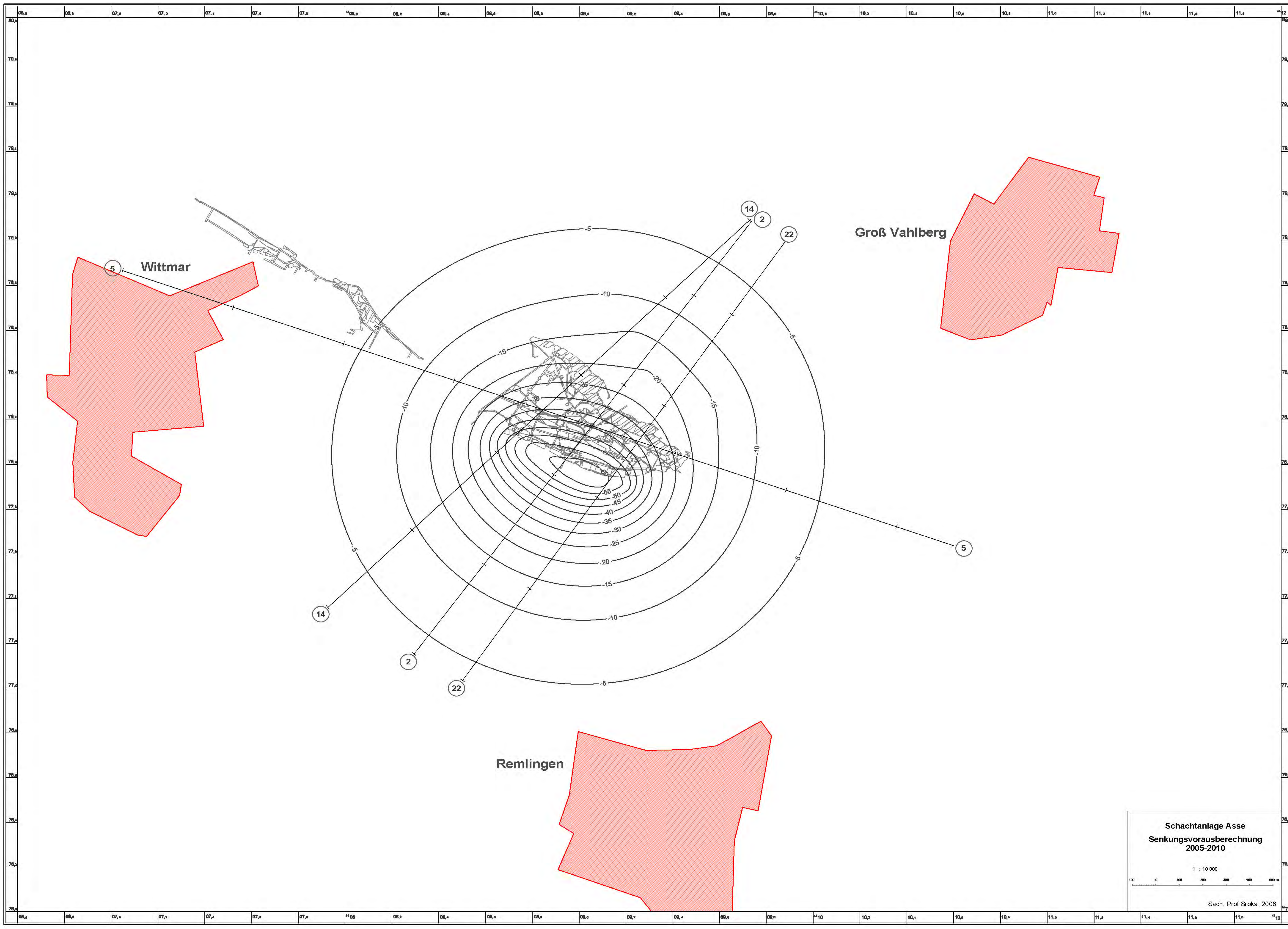
Groß Vahlberg

Remlingen

Schachtanlage Asse
 Senkungsvoraberechnung
 2005-2007

1 : 10 000

Sach. Prof Sroka, 2006



Groß Vahlberg

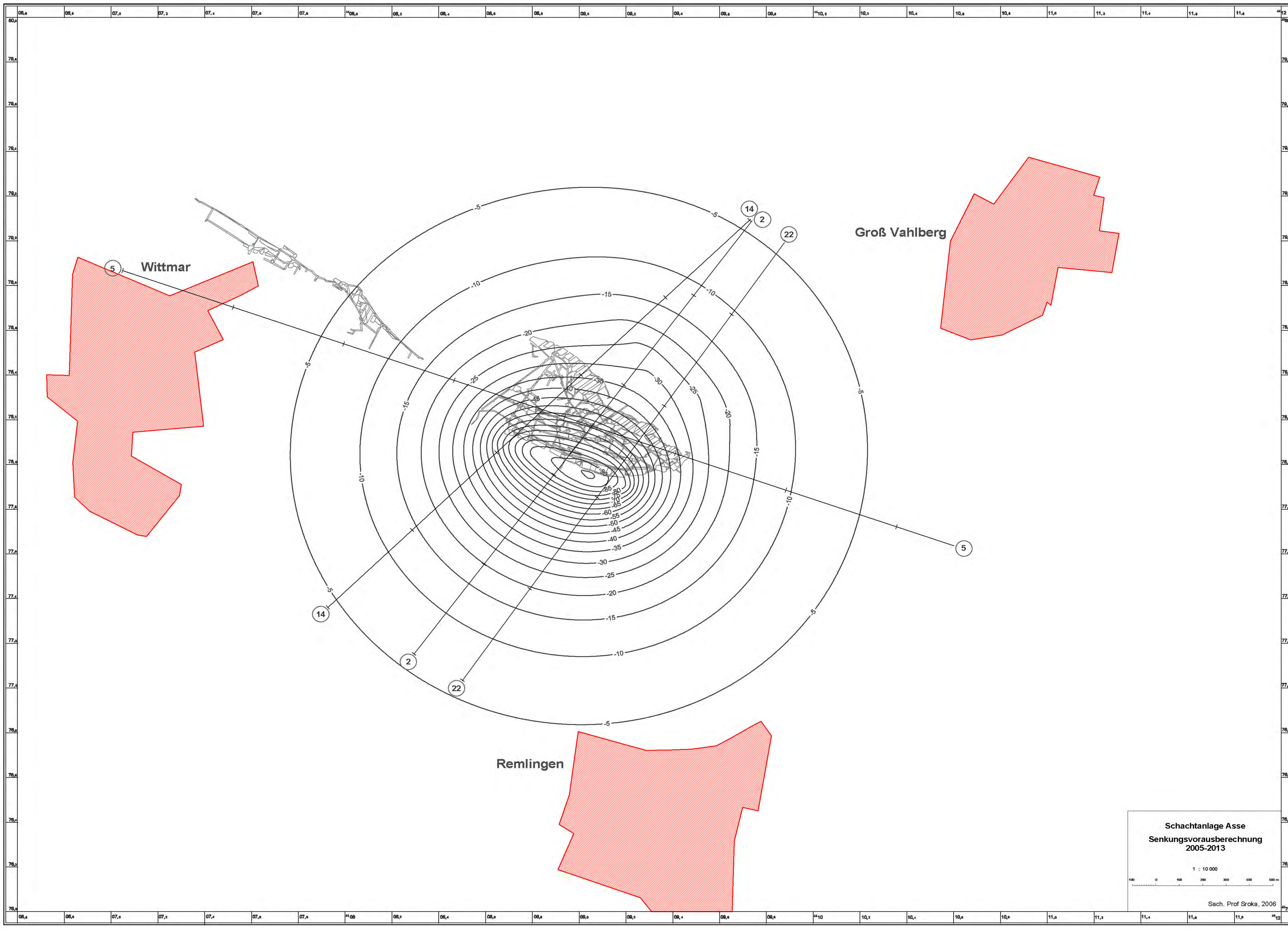
Wittmar

Remlingen

SchachanlageASSE
 Senkungsvoraberechnung
 2005-2010

1 : 10 000

Sach. Prof Sroka, 2006

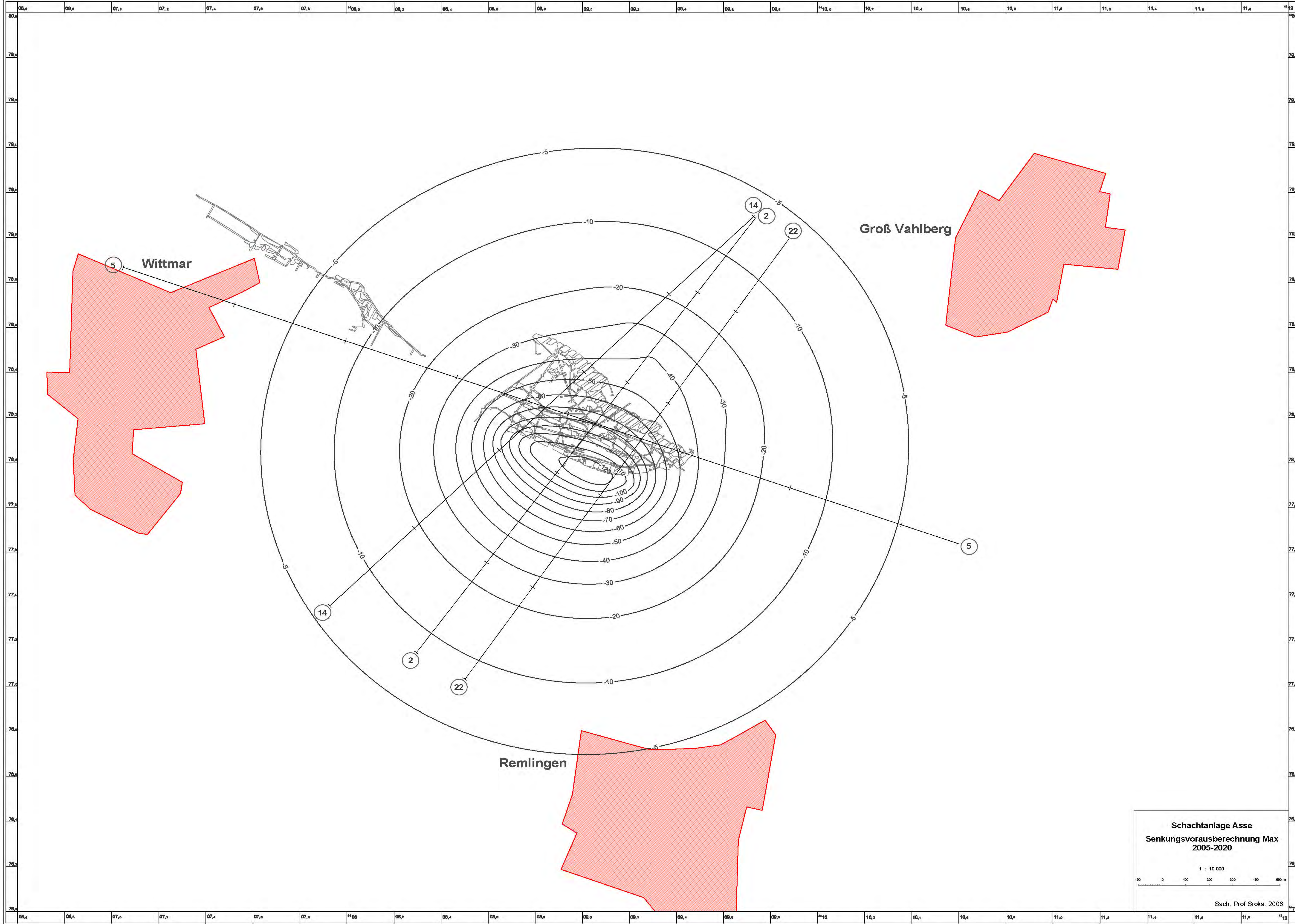


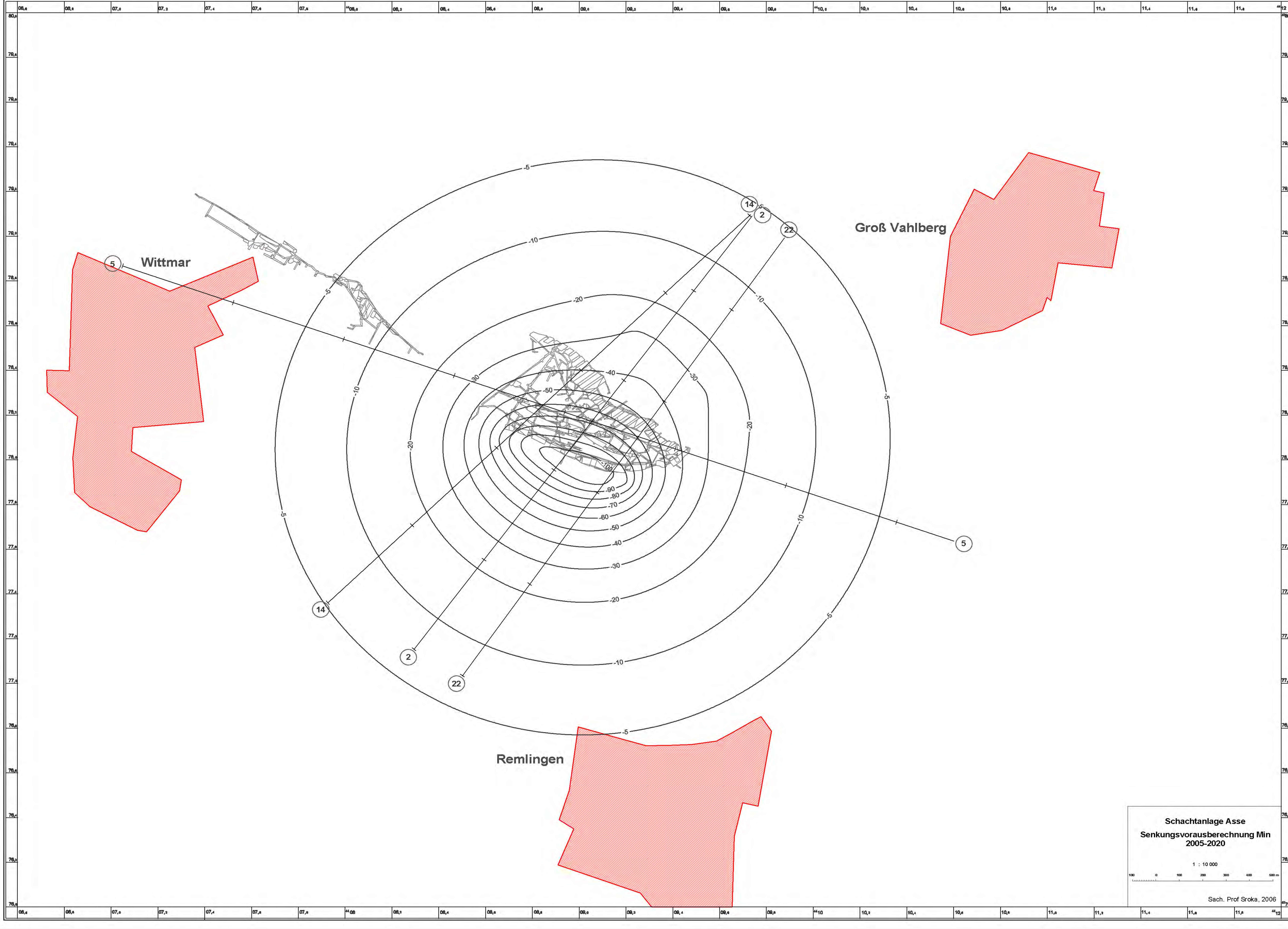
Schachanlage Asse
 Senkungsvoraberechnung
 2005-2013

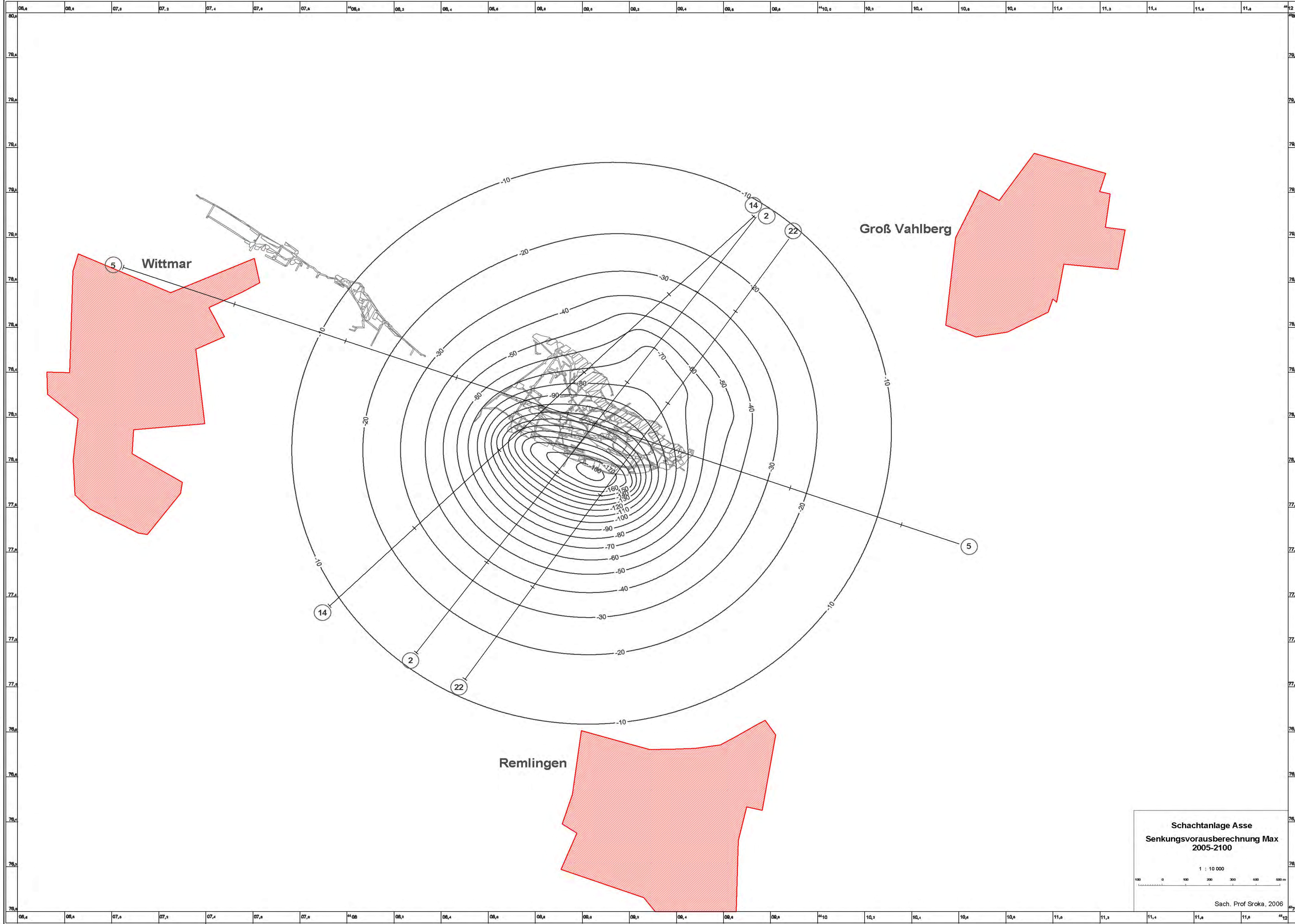
1 : 10 000

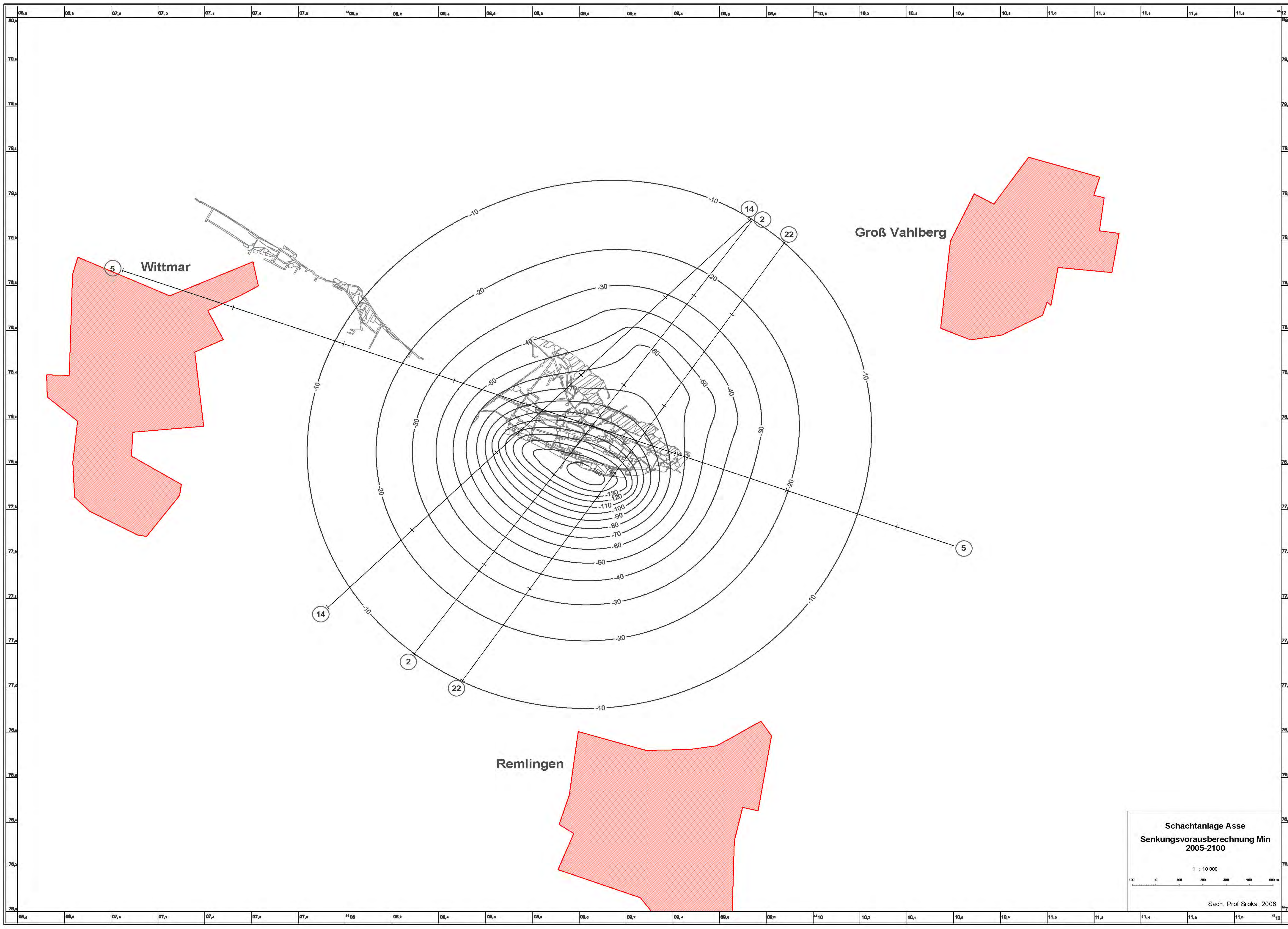
0 100 200 300 400 500 m

Sach. Prof Sroka, 2006







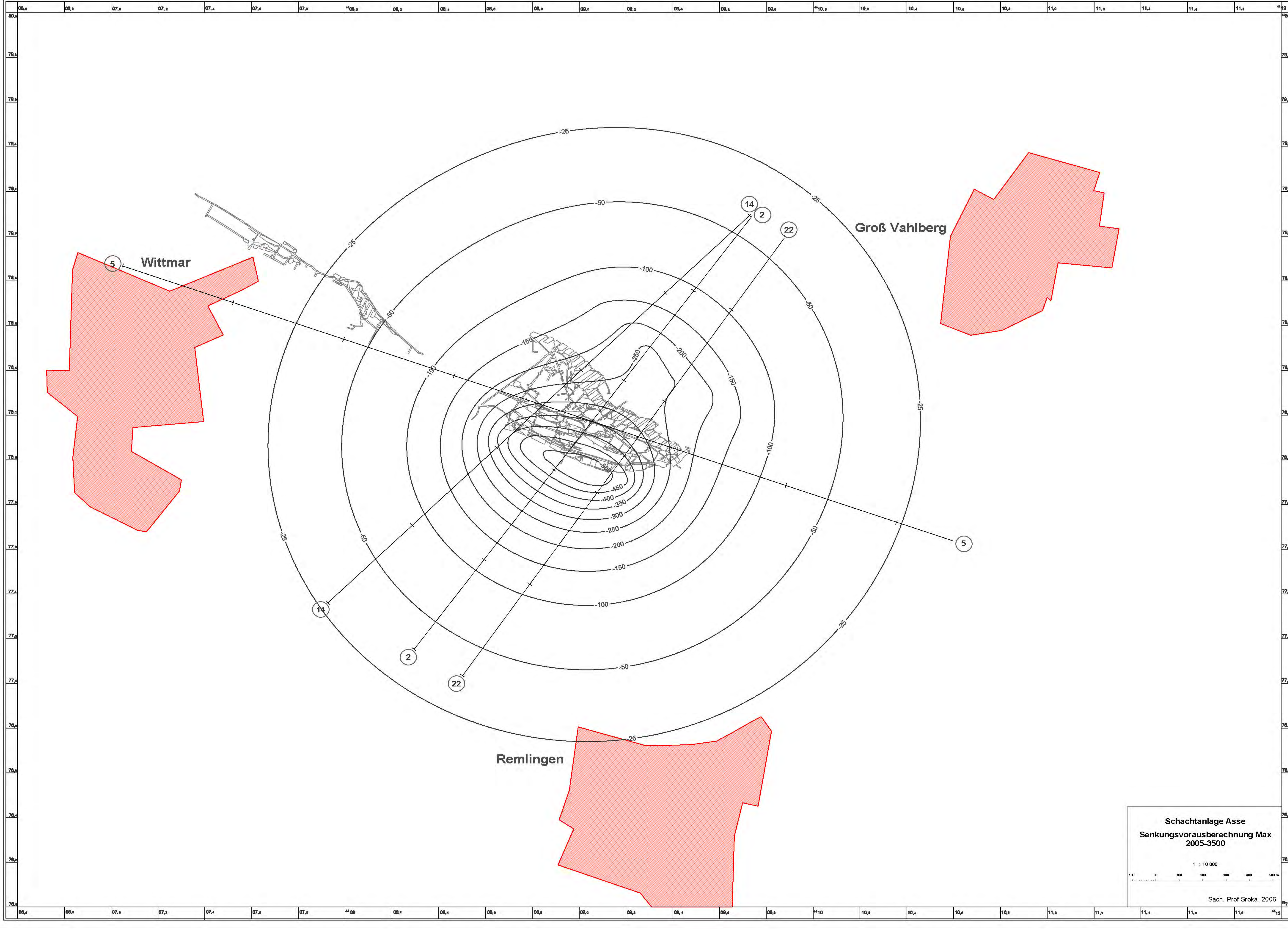


SchachtanlageASSE
Senkungsvorausberechnung Min
2005-2100

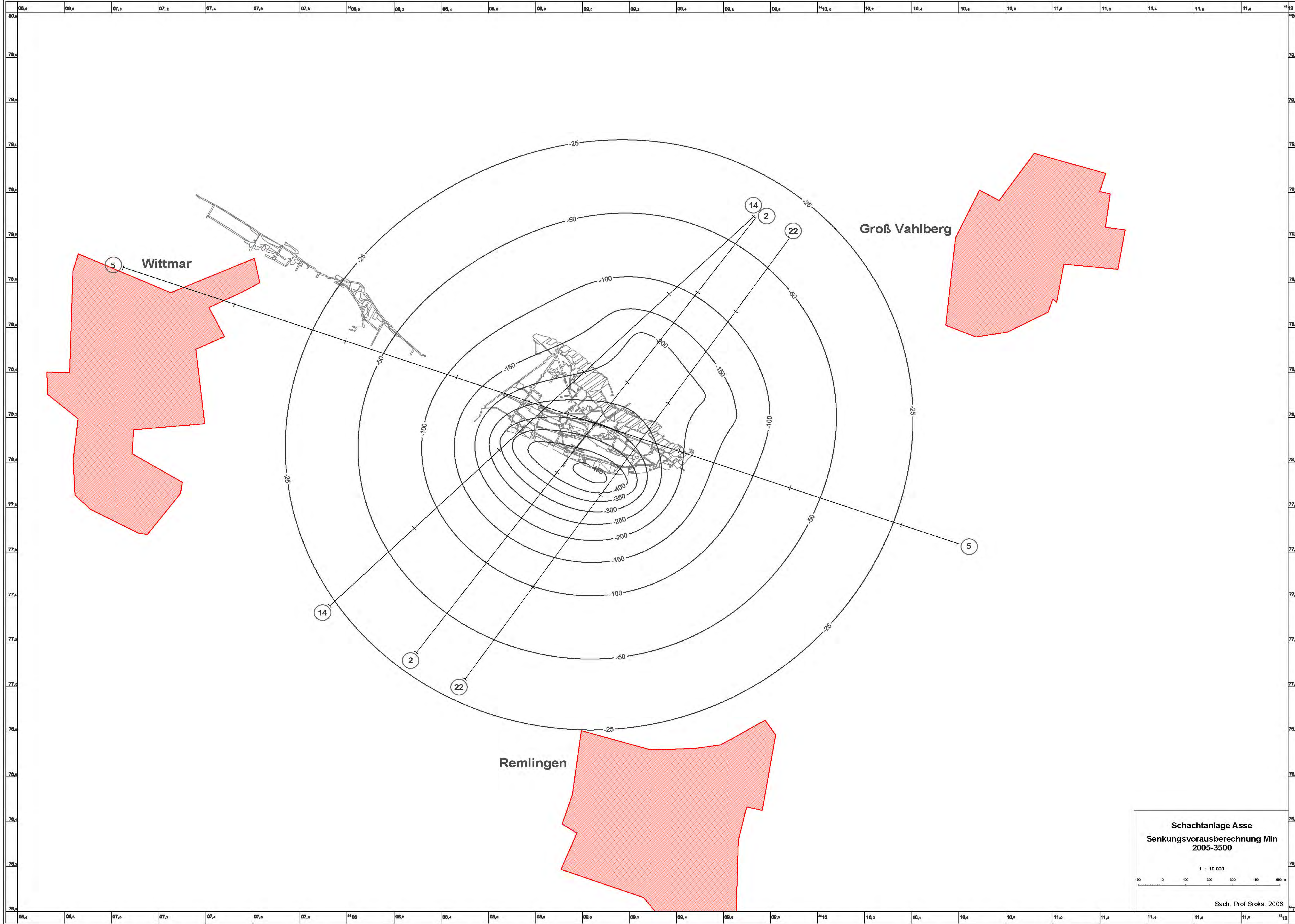
1 : 10 000

0 100 200 300 400 500 m

Sach. Prof Sroka, 2006



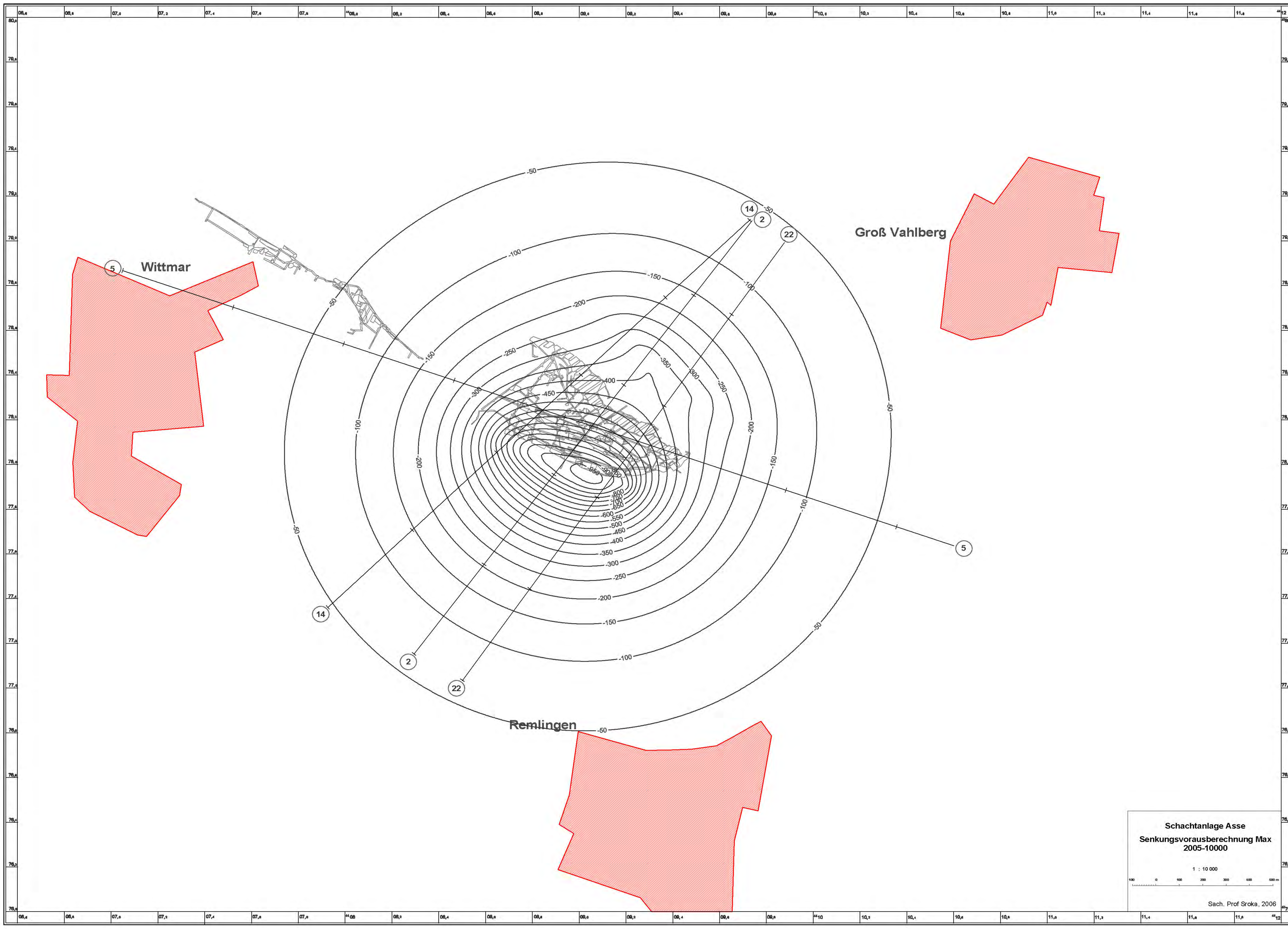
Schachtanlage Asse
Senkungsvoraberechnung Max
2005-3500
1 : 10 000
Sach. Prof Sroka, 2006



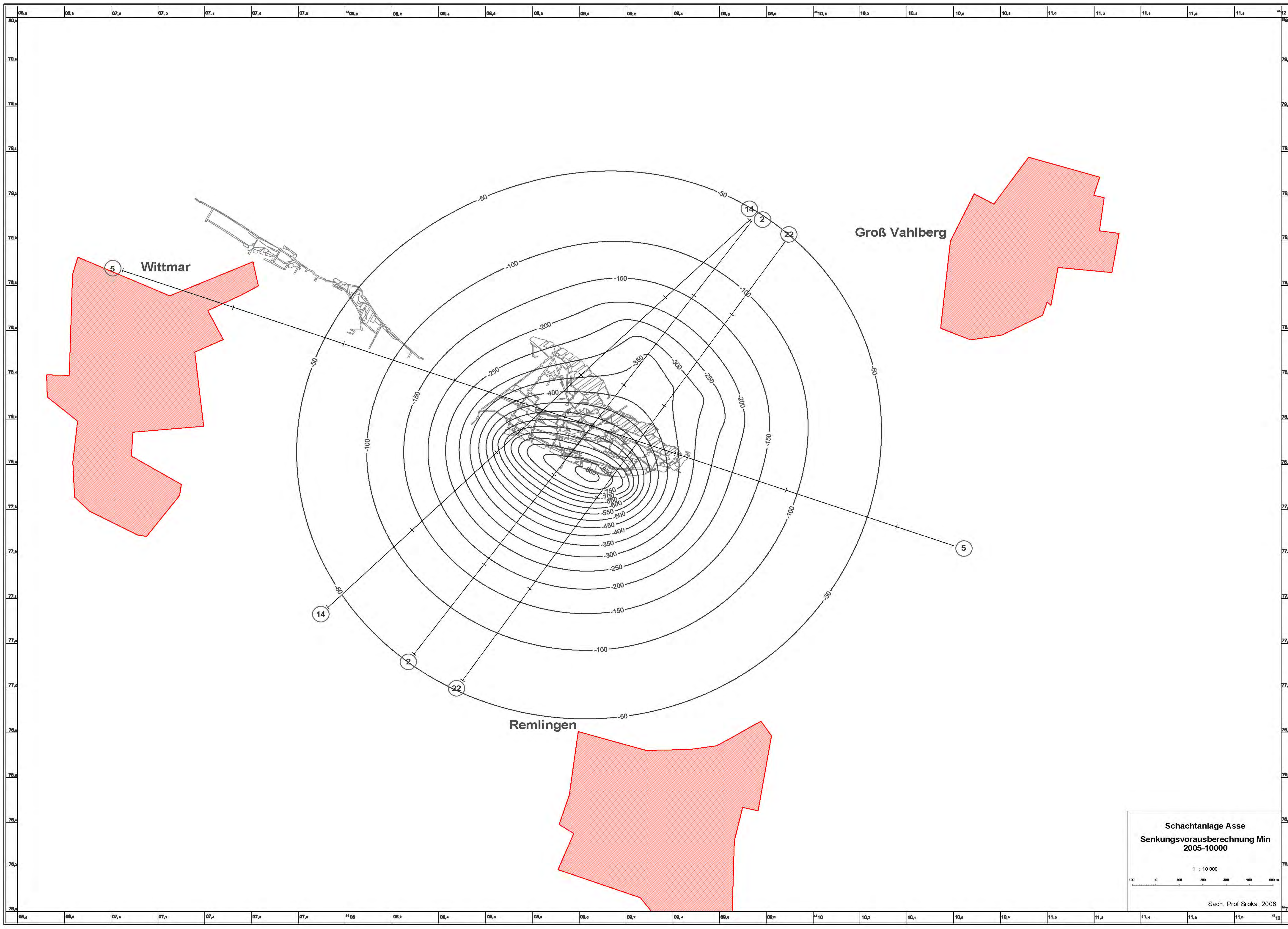
SchachtanlageASSE
 Senkungsvorausberechnung Min
 2005-3500

1 : 10 000

Sach. Prof Sroka, 2006



SchachanlageASSE
Senkungsvorausberechnung Max
2005-10000
1 : 10 000
Sach. Prof Sroka, 2006



Groß Vahlberg

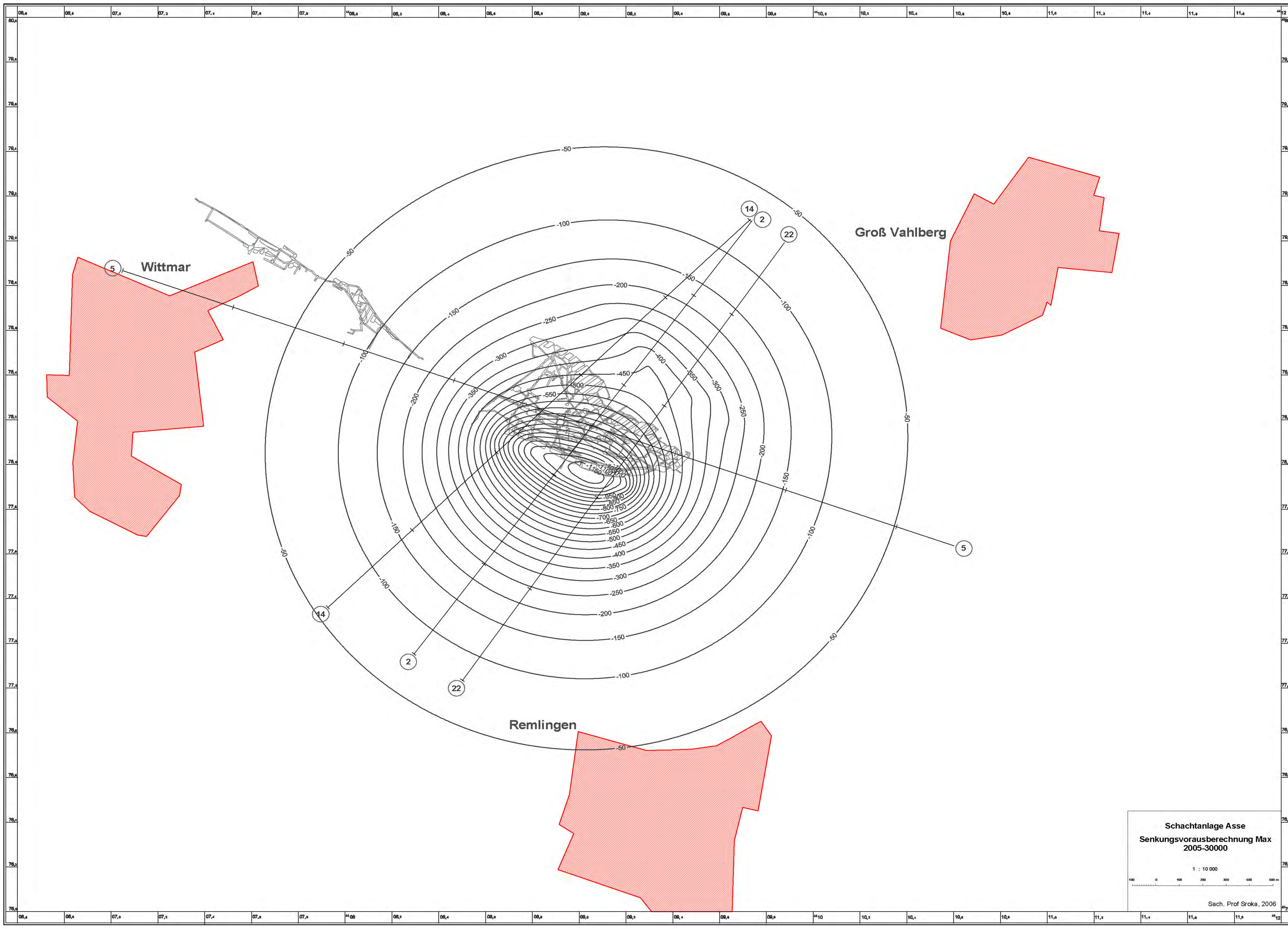
Wittmar

Remlingen

Schachanlage Asse
Senkungsvorausberechnung Min
2005-10000

1 : 10 000

Sach. Prof Sroka, 2006



Groß Vahlberg

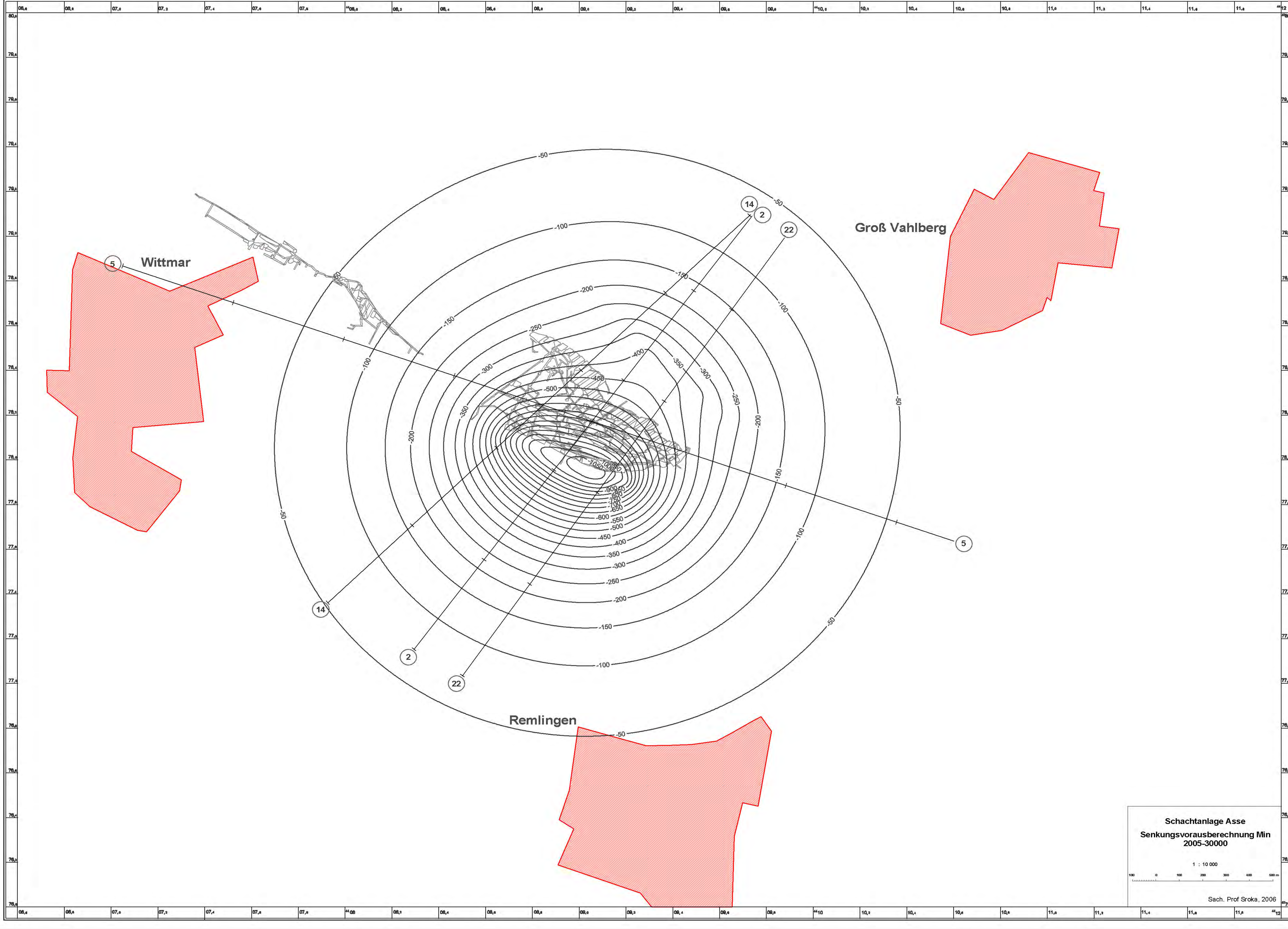
Wittmar

Remlingen

SchachtanlageASSE
Senkungsvorausberechnung Max
2005-30000

1 : 10 000

Sach. Prof Sroka, 2006



Groß Vahlberg

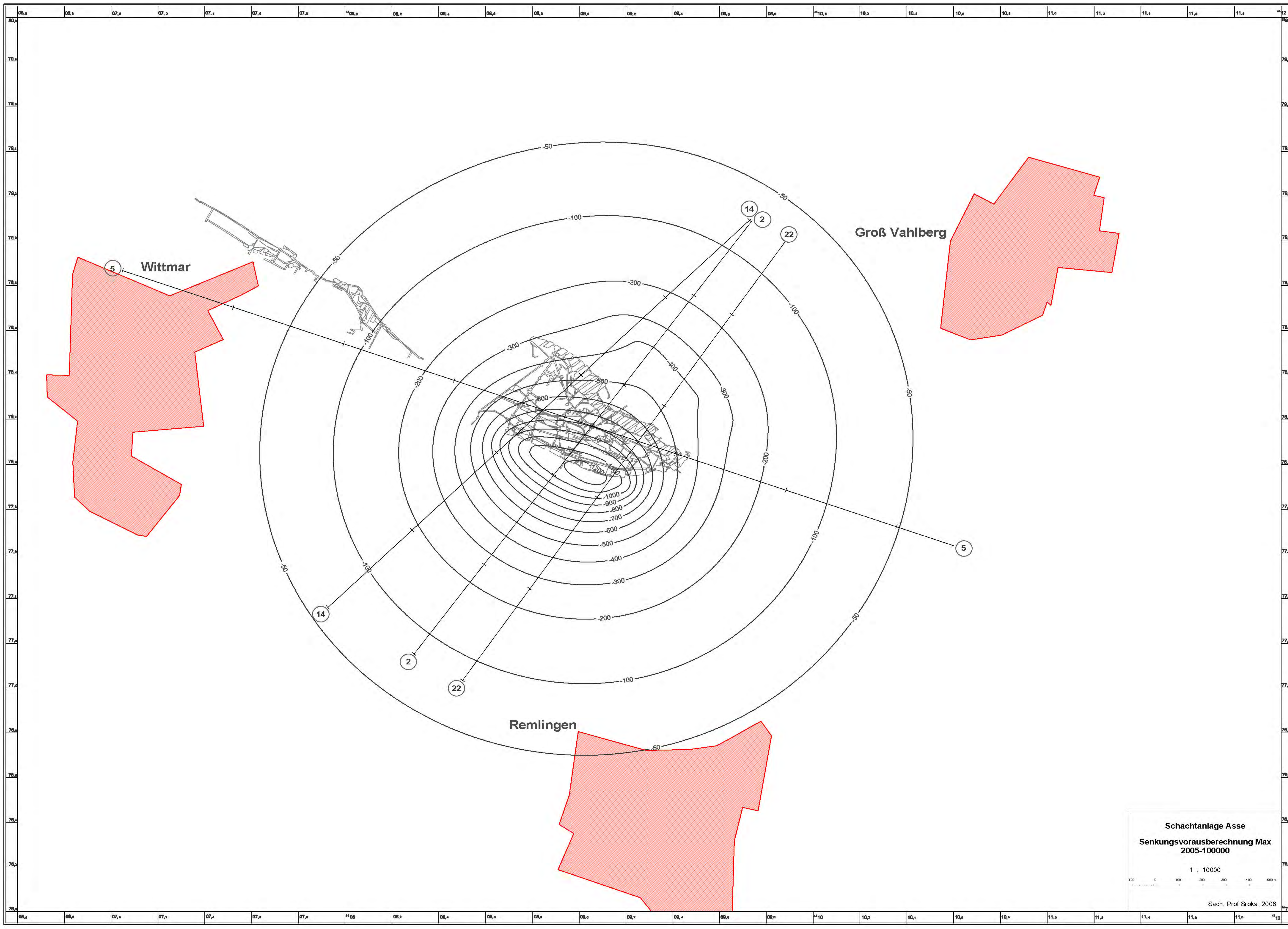
Wittmar

Remlingen

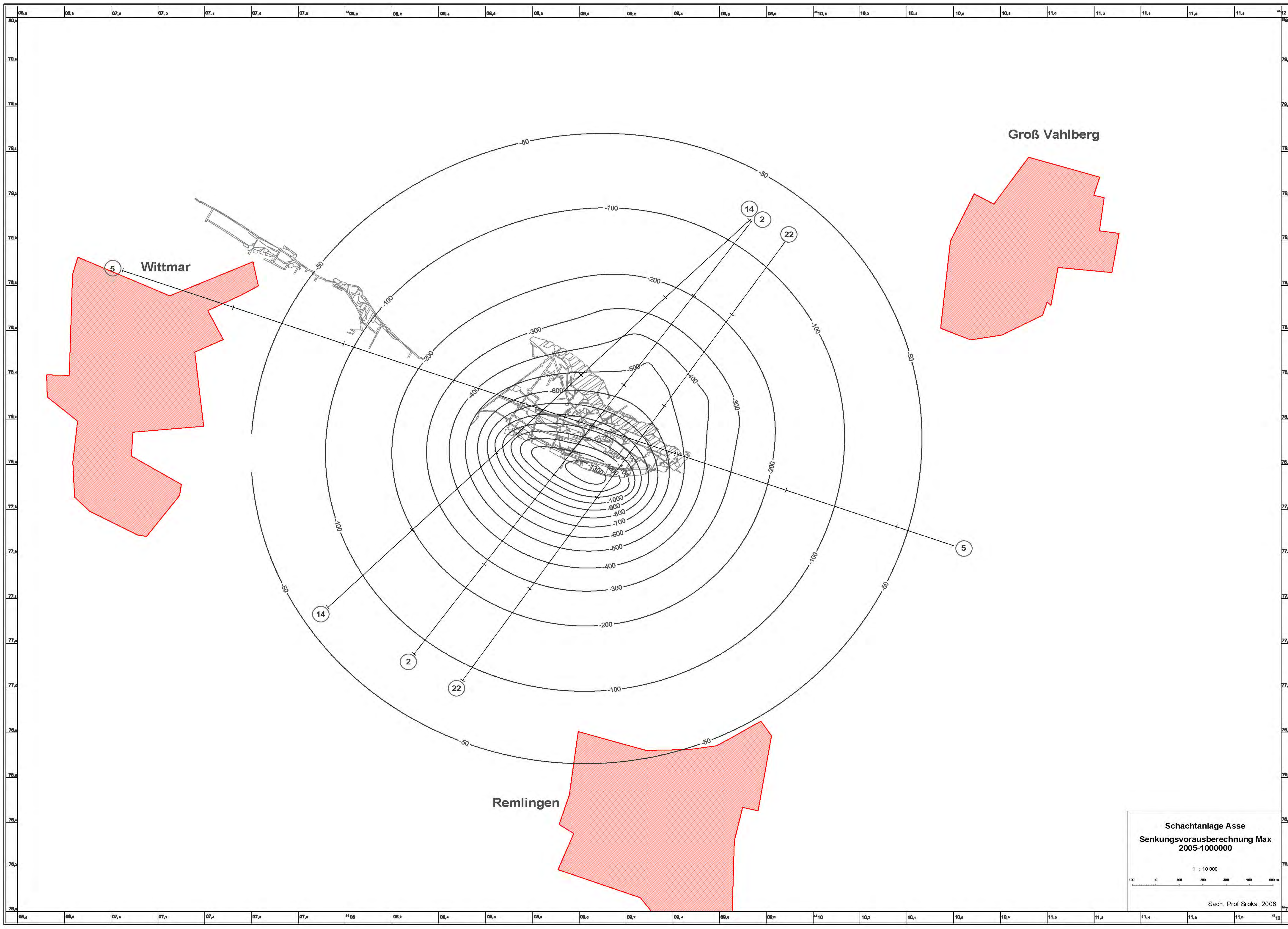
SchachtanlageASSE
Senkungsvorausberechnung Min
2005-30000

1 : 10 000

Sach. Prof Sroka, 2006



SchachtanlageASSE
Senkungsvorausberechnung Max
2005-100000
1 : 10000
100 0 100 200 300 400 500 m
Sach. Prof Sroka, 2006



Groß Vahlberg

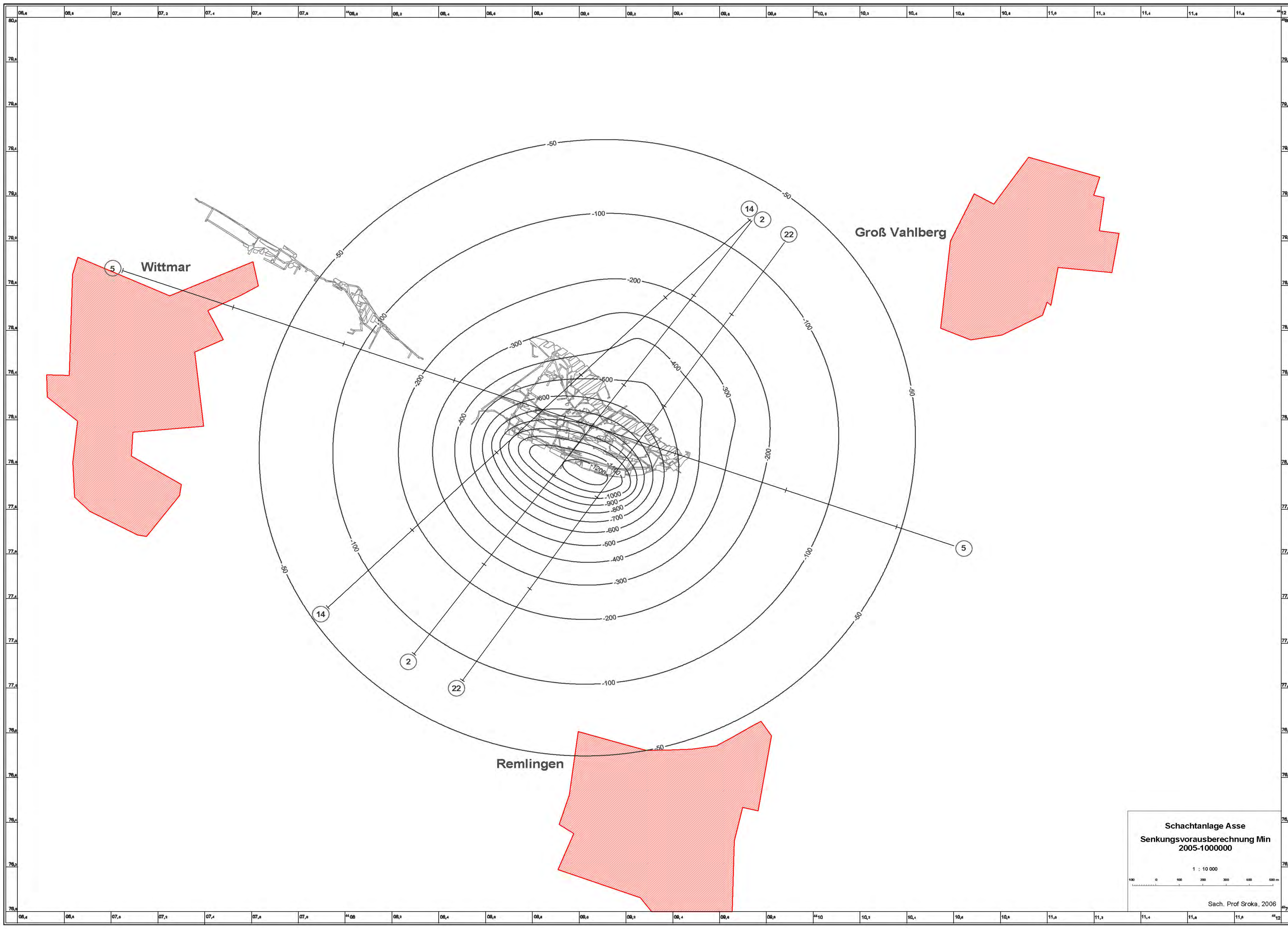
Wittmar

Remlingen

Schachtanlage Asse
Senkungsvorausberechnung Max
2005-1000000

1 : 10 000

Sach. Prof Sroka, 2006



Groß Vahlberg

Wittmar

Remlingen

Schachtanlage Asse
Senkungsvorausberechnung Min
2005-1000000

1 : 10 000

Sach. Prof Sroka, 2006