



# **Dossier de prolongation pour une durée illimitée de l'autorisation du 03 février 1997 relative au stockage souterrain de produits dangereux non radioactifs**

## **Tierce expertise**

### **RAPPORT GEOMECANIQUE**



#### **ARTELIA Eau et environnement**

6 rue de Lorraine  
38130 – Echirolles  
France  
Tel. : +33 (0) 4 76 33 43 32  
Fax : +33 (0) 4 76 33 43 74



#### **K-UTEC AG Salt Technologies**

Am Petersenschacht 7  
99706 Sonderhausen  
Germany  
Tel. : +49 3632 610 100  
Fax : +49 3632 610 105



#### **Institut für Gebirgsmechanik GmbH (IfG)**

Friederikenstr. 60  
04279 Leipzig  
Germany  
Tel.: 0049-341-33600-220  
Fax: 0049-341-33600-308

## SOMMAIRE

<b>1. INTRODUCTION</b>	<b>1</b>
1.1. CONTEXTE DE L'ETUDE	1
1.2. OBJECTIFS DE L'ETUDE GEOMECHANIQUE	1
<b>2. EVALUATION GEOMECHANIQUE DU PROCESSUS DE CONVERGENCE ET D'ENNOYAGE</b>	<b>4</b>
2.1. OBJECTIFS	4
2.2. COMPORTEMENT MECANIQUE DE LA MASSE DE SEL	4
2.2.1. Mécanismes de déformation à long terme – Principes fondamentaux	4
2.2.2. Etudes géomécaniques spécifiques au site de stockage de StocaMine	7
2.2.3. Démarche de l'INERIS	8
2.2.3.1. FLUAGE	8
2.2.3.2. ENDOMMAGEMENT	11
2.2.4. Mesures de la convergence dans la zone de stockage	12
2.3. EVALUATION DU SCENARIO DE CONVERGENCE DE L'INERIS	14
2.3.1. Scénario de référence de l'INERIS et approche de l'IfG	14
2.3.2. Convergence des vides du stockage avant ennoyage, avec ou sans prise en compte du phénomène de self-backfill	15
2.3.3. Convergence des vides du stockage après ennoyage	18
2.3.4. Vides miniers résiduels des vieux travaux	21
2.4. CONCLUSIONS	23
<b>3. CONCEPT DE SYSTEME MULTIBARRIERES</b>	<b>25</b>
3.1. INTRODUCTION	25
3.2. BARRIERE GEOLOGIQUE	27
3.2.1. Approche en matière d'investigations	27
3.2.2. Comportement hydromécanique du sel - Synthèse	28
3.2.3. Barrière géologique de StocaMine	31
3.2.4. Epaisseur minimale des barrières salines – Analogues	33
3.2.5. Perméabilité du sel in situ à l'état perturbé et non perturbé	35
3.2.6. Evaluation de l'état transitoire – Modélisation numérique	41
3.2.7. Conséquences de l'endommagement induit par l'incendie dans le bloc 15	43
3.2.8. Évaluation de la stabilité à long terme de la zone de stockage	45
3.2.9. Synthèse	47
3.3. CONCEPT DE SCHEMEMENT	49
3.3.1. Approche en matière d'investigations	49
3.3.2. Concept d'ERCOSPLAN	49
3.3.3. Évaluation sur la base des expériences internationales actuelles	53
3.3.4. Démonstration de l'efficacité du scellement	59
3.3.5. Actions de remblayage dans la zone de stockage	62
3.3.6. Résumé	64
3.4. RÉCUPÉRATION DE L'INTÉGRITÉ HYDRAULIQUE DANS LA ZONE DE STOCKAGE	66
3.4.1. Résultats de laboratoire	66
3.4.2. Observations sur le terrain	69
3.4.3. Évaluations des conditions du site - Simulations numériques	71
3.4.4. Conclusions	73
<b>4. RÉSUMÉ ET CONCLUSIONS</b>	<b>75</b>
<b>5. BIBLIOGRAPHIE</b>	<b>78</b>

## TABLEAUX

TABL. 1 -	RELATION ENTRE CLASSE DE FLUAGE ET PRE-COEFFICIENT V	10
TABL. 2 -	PARAMETRES DU MODELE DE NORTON APPLIQUE AU SEL GEMME (SELON INERIS ET ITASCA)	11
TABL. 3 -	EVOLUTIONS DES VIDES RESIDUELS EN FONCTION DU TEMPS (ETAT SEC - NON ENNOYE - ; CONVERGENCE INITIALE 0.1%/AN)	16
TABL. 4 -	COMPORTEMENT DE LA CONVERGENCE EN FONCTION DU TEMPS (ETAT ENNOYE)	21
TABL. 5 -	CARACTERISTIQUES DES BARRAGES DE STOCAMINE	50
TABL. 6 -	PARAMETRES DE LA LOI DE STORMONT CALES AU SEL DE STOCAMINE	71

## FIGURES

FIG. 1.	SCHEMATISATION DES PHASES DE FLUAGE ET DES PROCESSUS MICRO-STRUCTURELS	5
FIG. 2.	FLUAGE DU SEL GEMME PROVENANT DE STOCAMINE COMPARE AU SEL GEMME DE DIFFERENTS SITES ET STRATIGRAPHIES (TEMPERATURE DE REFERENCE : 22 °C).	9
FIG. 3.	ENDOMMAGEMENT DU SEL (RESULTATS DE TESTS EN LABORATOIRE)	12
FIG. 4.	ÉVOLUTION QUASI-LINEAIRE DE LA CONVERGENCE DANS LE TEMPS, MESUREE SUR LE SITE DE STOCAMINE. LA LIGNE ROUGE FAIT REFERENCE A LA MOYENNE DE 0,9 %/AN.	13
FIG. 5.	GEOMETRIE DU STOCKAGE	16
FIG. 6.	PROGRESSION GEOMECANIQUE DE LA CONVERGENCE EN TENANT COMPTE DE DIFFERENTES APPROCHES DE CALCUL	17
FIG. 7.	MESURES D'AFFAISSEMENT EN SURFACE AU-DESSUS DE ZONES MINIERES DANS LES DEPOTS SALIFERES AVANT ET APRES L'ENNOYAGE	19
FIG. 8.	PROGRESSION GEOMECANIQUE DE LA CONVERGENCE EN TENANT COMPTE DE DIFFERENTES APPROCHES DE CALCUL ET DE L'INFILTRATION DE SAUMURE APRES 240 ANS ENVIRON	20
FIG. 9.	CONVERGENCE D'UNE VOIE D'ACCES DANS UNE COUCHE DE SYLVINITE : BERESNIKI 2 (DR. SALZER, 19.01.2006) (DIMENSIONS INITIALES 3 M X 3 M)	22
FIG. 10.	APERÇU SCHEMATIQUE DU CONCEPT DE SURETE DU SITE DE STOCAMINE CONSISTANT EN UN « SYSTEME MULTI-BARRIERES » (EXTRAIT D'ERCOSPLAN, 2013).	26
FIG. 11.	« CONCEPT DE DILATANCE » – COMPREHENSION ACTUELLE DU COMPORTEMENT DE L'EDZ DANS LE SEL GEMME EN FONCTION DE L'ETAT DE CONTRAINTE (MODIFIEE D'APRES NUNSCHE ET SCHULZE, 2002).	29
FIG. 12.	CONTEXTE GEOLOGIQUE. A) STRATIGRAPHIE GENERALE DU BASSIN DE MULHOUSE B) COUPE GEOLOGIQUE DETAILLEE AU DROIT DE STOCAMINE	32
FIG. 13.	RETABLESSEMENT DE L'INTEGRITE DE LA BARRIERE GEOLOGIQUE APRES SEISME (MINE DE MERKERS).	34
FIG. 14.	A) CONFIGURATION DU SONDAGE REALISE PAR COSENZA ET AL. (1999) ; B) POSITION ET ORIENTATION DES FORAGES SUR LES SITES STOCAMINE EXPLORES PAR IBEWA (2013A, B).	36
FIG. 15.	SITES DE MESURES DE LA PERMEABILITE (EXTRAIT D'IBEWA, 2013A)	37
FIG. 16.	PROFILS DE PERMEABILITE EN FONCTION DE LA DISTANCE A LA PAROI DES GALERIES POUR LES FORAGES DANS DIFFERENTES DIRECTIONS A TRAVERS LA ZONE DE PILIERS – CAS DES GALERIES DOUBLES (MODIFIEE D'APRES IBEWA, 2013A).	38
FIG. 17.	COMPARAISON DES PROFILS DE CONTRAINTES MINIMALES DANS TROIS FORAGES DE MESURE (SITE D'IMPLANTATION PREVU POUR LE BARRAGE PILOTE A STOCAMINE, SOURCE : IFG, 2015).	40
FIG. 18.	DEFORMATION VOLUMETRIQUE PLASTIQUE (EN ‰) DE LA PAROI DE LA GALERIE APRES 28 ANS DE FLUAGE LIBRE AVANT ET APRES LA SUPPRESSION DE L'EDZ (EXTRAIT DE KAMLOT ET AL., 2012)	42
FIG. 19.	LOCALISATION DE LA ZONE ENDOMMAGEE AUTOUR DES GALERIES DU STOCKAGE (EXTRAIT D'INERIS, 2012)	42
FIG. 20.	CAPACITE PORTANTE DES PILIERS DE SEL ( $\Sigma_{Pr}$ ) DE SECTION CARREE A) D'APRES DES SERIES DE TESTS DE CHARGE SUR DIFFERENTS TYPES DE SELS (D'APRES UHLENBECKER, 1974); B) D'APRES LA FORMULE 3.2.	46
FIG. 21.	SCHEMA DE CONSTRUCTION D'UN BARRAGE EN BENTONITE (EXTRAIT D'ERCOSPLAN, 2013)	52
FIG. 22.	OBSERVATIONS APRES LE DEMANTELEMENT DU BARRAGE A SONDRSHAUSEN (D'APRES SITZ, 2003).	53
FIG. 23.	LE BARRAGE LEOPOLDSHALL (DIMENSION EN M) (D'APRES FLIß, 2003).	54
FIG. 24.	SCHEMA DU BARRAGE DE GALERIE A IMMENRODE (D'APRES ALAND ET AL., 1999).	55
FIG. 25.	PROTOTYPES DE BARRAGES D'ETANCHEITE A BASE DE MGO DANS LE CADRE DU PROJET R&D CARLA A LA MINE DE TEUTSCHENTHAL (D'APRES GTS, 2010).	56
FIG. 26.	DEBITS DE SAUMURE EN FONCTION DE LA LONGUEUR DU BARRAGE DE LA PRESSION DU FLUIDE	61
FIG. 27.	ÉVOLUTION DE LA PERMEABILITE EN FONCTION DU TEMPS LORS D'UNE CHARGE ISOSTATIQUE PAR PALIERS - RESULTATS DE DEUX EXPERIENCES (TRIANGLES ET CERCLES), CORRESPONDANT A DES CONDITIONS SIMILAIRES D'ENDOMMAGEMENTS PREALABLES (POPP ET AL., 2012)	66
FIG. 28.	REDUCTION DE LA PERMEABILITE DANS LE TEMPS EN FONCTION DE LA PRESSION (POPP ET AL., 2012).	67

FIG. 29.	RELATION PERMÉABILITÉ / POROSITÉ POUR DU SEL DILATÉ À $\sigma_{\text{MIN}} = 2$ ET 10 MPA (CF. POPP, 2002) ET CAS INVERSE DE COMPACTION DE SEL PRÉDILATÉ (SEL DE ASSE, ÉCHANTILLON 208 / K1 ET K4) (POPP ET AL. 2007).	68
FIG. 30.	DEVELOPPEMENT DE NOUVEAUX PLANS DE FRACTURES LORS DES TESTS DIRECTS DE RESISTANCE A LA TRACTION APRES CONFINEMENT (ET DONC CONSOLIDATION) D'ECHANTILLONS DE SELS ANCIENNEMENT FRACTURES (D'APRES MINKLEY ET AL., 2005)	68
FIG. 31.	FERMETURE DES VIDES SOUTERRAINS ; OBSERVATIONS DANS LA MINE DE SEL DE ASSE D'UNE GALERIE EN PARTIE REMBLAYEE (RESIDUS DE LIXIVIATION A CHAUD DE LA POTASSE) – ECHELLE GRAPHIQUE ENVIRON 30 CM	69
FIG. 32.	PROFILS DE PERMEABILITE A PROXIMITE DE LA CLOISON ET DE LA GALERIE OUVERTE ADJACENTE	69
FIG. 33.	COUPE DU MATERIAU (DIAMETRE = 100 MM) AU NIVEAU DE LA ZONE DE CONTACT ENTRE LE BETON DE SEL ET LE SEL. LA FLECHE DESIGNE LES CONTOURS DU SEL ETANCHE	70
FIG. 34.	LOI DE VARIATION DE LA PERMEABILITE AVEC LA VARIATION DE LA CONTRAINTE MOYENNE DU SEL (ITASCA, 2013B)	72
FIG. 35.	ÉVOLUTION DE LA PERMEABILITE SUR PLUS DE 5 000 ANS LE LONG DU PROFIL VERTICAL DU TOIT D'UNE GALERIE FERMEE (EXTRAIT D'ITASCA, 2013B)	73

# 1. INTRODUCTION

## 1.1. CONTEXTE DE L'ETUDE

Le rendu de la tierce expertise se compose :

- d'un rapport principal présentant les résultats de la tierce expertise, et répondant aux différents points de la lettre du préfet du 17 février 2015.
- de quatre rapports techniques relatifs aux différents volets de la tierce expertise :
  - un rapport *Géomécanique* ;
  - un rapport *Réévaluation de la composition des colis* ;
  - un rapport *Géochimie et terme source* ;
  - un rapport *Hydraulique*.

Le présent rapport correspond au rapport *Géomécanique* de la tierce expertise. Il a été rédigé par les experts en géomécanique du sel de l'Institut für Gebirgsmechanik de Leipzig (IfG).

Le cadre dans lequel se situe la tierce expertise est précisé au chapitre 2 du rapport principal.

Ce rapport a été traduit en français. Compte tenu des termes techniques très précis liés à cette thématique (géomécanique du sel), des imprécisions ou erreurs de traduction sont possibles. En cas de doute, il convient de se rapprocher de l'auteur du document initial, Dr Till Popp (de l'IfG, Leipzig).

## 1.2. OBJECTIFS DE L'ETUDE GEOMECHANIQUE

MDPA étudie la fermeture du site de stockage de déchets de StocaMine. L'option retenue suite aux études réalisées est le déstockage partiel des déchets contenant du mercure et la transformation du site de stockage en site de stockage définitif. La sûreté du confinement doit donc être démontrée. Le concept de stockage-confinement consiste à isoler de manière définitive et irréversible des substances toxiques (par exemple des métaux lourds) de la biosphère, sans qu'il soit nécessaire d'avoir recours à un traitement ou à une surveillance ultérieure, une fois les opérations de confinement et d'isolation du stockage réalisées.

Conformément à la réglementation (CE) No.1102 / 2008, les mines de sel sont l'option privilégiée pour ce concept, car elles permettent le confinement sûr et permanent des contaminants à l'aide de la mise en place d'un système multi-barrières. Ce système multi-barrières se compose des éléments suivants :

- Les déchets : le contenu des déchets, leurs caractéristiques (par exemple leur solubilité chimique) et les conditionnements contrôlent la composition de la saumure contaminée ;
- Les mesures de remblayage : il s'agit du remblayage des vides miniers en vue d'améliorer la stabilité géomécanique du stockage ;
- Les mesures de scellements des galeries et des puits : ces mesures doivent « cicatriser » les voies de circulations créées au sein du sel gemme par l'exploitation de la mine et du stockage ;

- La roche hôte : cette roche assure un confinement total des contaminants (dans le cas idéal) ;
- Les formations géologiques sus-jacentes : elles peuvent constituer une barrière naturelle additionnelle (par exemple dans le cas d'une formation argileuse d'une épaisseur suffisante, qui possède en outre des propriétés d'adsorption des substances).

Afin de justifier la sûreté du confinement, les éléments les plus cruciaux sont les suivants

- (1) la barrière géologique, à savoir le sel gemme en place, qui doit :
  - être imperméable aux liquides et aux gaz ;
  - avoir une extension et une épaisseur de sel intact suffisantes au droit du stockage, de façon à ce que la fonction de barrière ne soit pas remise en cause ;
  - se refermer progressivement autour des déchets, et à l'issue des processus de déformation, les encapsuler, en raison de ses propriétés géomécaniques (convergence par fluage).
- (2) l'ensemble des mesures techniques (en particulier le remblayage et les mesures de scellements).

L'objectif de ce rapport est d'examiner le concept de fermeture actuel de StocaMine déposé par MDPa dans le cadre de le Dossier de demande de janvier 2015, du point de vue des aspects géomécaniques associés.

Ce concept a été développé principalement par l'INERIS, et a été complété par d'autres organismes, qui ont notamment précisé les aspects techniques des mesures proposées, en particulier les études ERCOSPLAN (concept de barrages) et ITASCA (modélisation géomécanique complexe de la fermeture des vides souterrains).

Le rapport est divisé en deux grands chapitres, chacun structuré de manière à présenter au lecteur :

- les connaissances générales relatives au confinement de déchets en mines de sel (notamment sur le comportement du sel) ;
- le contexte spécifique au site, et les connaissances et concepts pertinent pour la fermeture de StocaMine ;
- les recommandations de la tierce expertise.

Afin d'apporter du crédit à notre compréhension des aspects géomécaniques importants pour le site de StocaMine, le rapport considère également d'autres domaines de recherche géo-scientifique (notamment le stockage de déchets radioactifs et l'exploitation de mines de sel conventionnelle, à partir d'études et investigations principalement réalisées en Allemagne).

La Section 2 comprend tout d'abord, un résumé des connaissances actuelles sur le comportement mécanique du sel gemme, puis l'évaluation des scénarios de convergence décrivant la fermeture des vides souterrains dans la zone de stockage, en interaction avec les phénomène d'endommagement, d'envoyage, et de convergence à long terme.

La Section 3 présente l'ensemble du concept multi-barrière géotechnique qui assure la sûreté à long terme du confinement des déchets stockés. Elle se compose de trois sous-chapitres :

- Tout d'abord, l'intégrité de la barrière géologique étant un prérequis pour assurer la sûreté du confinement, l'efficacité de la barrière géologique du site de StocaMine est évaluée, en lien avec les propriétés et mécanismes principaux qui peuvent compromettre son intégrité.

Un point critique est l'évolution de l'EDZ (« Excavation Disturbed Zone » i.e. Zone endommagée au pourtour de l'excavation) à la fois pendant la phase d'excavation et d'exploitation du site, et à long terme (i.e. l'auto-scellement de l'EDZ par déformation viscoélastique après la fermeture du site). Les conséquences sur l'endommagement causé par l'incendie du bloc 15 et les implications en termes d'intégrité de la barrière, sont également considérées.

- Ensuite, le système multi-barrières complexe développé par MDPA du fait de l'ennoyage inévitable de la mine est évalué. La pertinence et la plausibilité de la construction des barrages en tant qu'éléments du concept général de sûreté sont discutées, ainsi que leur faisabilité technique, au regard des expériences et connaissances internationales disponibles. Des recommandations visant une amélioration des barrages sont précisées.
- Enfin, les connaissances actuelles sur le scellement des fissures et la cicatrisation sont examinées, car le rétablissement de l'intégrité hydraulique dans la zone de stockage est essentiel pour prévenir les impacts négatifs de l'existence de voies de circulation secondaires autour des scellements. Pour cela, le couplage entre dilatance et perméabilité est illustré, avec en particulier l'utilisation de modèles numériques du comportement géomécannique du sel gemme pour prédire le rétablissement de l'intégrité.

La section 4 présente un bref résumé du rapport et identifie d'éventuels travaux ultérieurs qui permettraient de combler les lacunes mises en évidence, concernant les améliorations possibles du concept de fermeture actuel et les incertitudes en suspens. Enfin, une conclusion est donnée sur la faisabilité du concept de confinement sûr du site de stockage de déchets toxiques de StocaMine.



## 2. EVALUATION GEOMECANIQUE DU PROCESSUS DE CONVERGENCE ET D'ENNOYAGE

### 2.1. OBJECTIFS

L'évaluation des hypothèses et de la fiabilité de l'ensemble des conclusions du Dossier de demande, relatives à la fermeture des vides souterrains constitue l'élément principal permettant d'évaluer les risques liés au stockage définitif des déchets sur le site de StocaMine.

Une analyse détaillée des vitesses de convergence des différents vides souterrains (vides du stockage, galeries d'accès, terrains foudroyés) est nécessaire en raison :

- De l'impact de la convergence sur le mouvement des polluants vers l'environnement (moteur d'expulsion de la saumure) ;
- De l'évolution en fonction du temps du scellement (ou cicatrisation) de la zone endommagée en périphérie des exploitations souterraines (nommée EDZ), localisée au pourtour de la roche dilatée. Ce thème sera traité en détail à la section 3.4.

Malgré les progrès significatifs sur la connaissance du comportement mécanique du sel depuis plus de 30 ans, l'évaluation des risques à long terme de structures souterraines dans les formations salines pose toujours problème. Cela est dû à la complexité de l'association entre les phénomènes de fluage et d'endommagement du sel. Toutefois, le stockage des déchets dangereux à StocaMine apparaît concevable si des conclusions fiables sur la sécurité à long terme peuvent être déduites à partir d'une évaluation bien documentée et éprouvée, essentiellement basée sur les travaux de l'INERIS (2010).

L'approche adoptée dans le cadre de la tierce expertise repose sur une analyse critique des connaissances et hypothèses actuelles, notamment des différentes études menées par l'INERIS et l'Ecole des Mines de Paris. Cette analyse est orientée sur les points suivants :

- Les études géomécaniques du site de StocaMine - fiabilité des approches de l'INERIS
- La convergence initiale des vides et l'affaissement avec et sans prise en compte du processus de « self-backfill » (« autoremblayage » lié à l'accumulation de sels broyés dans la cavité par effondrement du toit) – cohérence des résultats avec l'expérience (observations de terrain)
- L'impact de l'ennyoyage sur le fluage - convergence des cavités ennoyées

Dans un premier temps, les caractéristiques générales de la déformation du sel sont présentées rapidement, la connaissance du comportement mécanique et rhéologique du sel étant essentielle pour prévoir l'évolution à long terme des déformations et des contraintes autour des vides souterrains dans le cas d'un stockage en formation saline.

### 2.2. COMPORTEMENT MECANIQUE DE LA MASSE DE SEL

#### 2.2.1. Mécanismes de déformation à long terme – Principes fondamentaux

Ces dernières décennies, plusieurs groupes de chercheurs ont mis au point une base importante de données expérimentales et théoriques relatives au comportement géomécanique du sel gemme. Les progrès sur la compréhension du comportement du sel à la déformation, ayant trait à



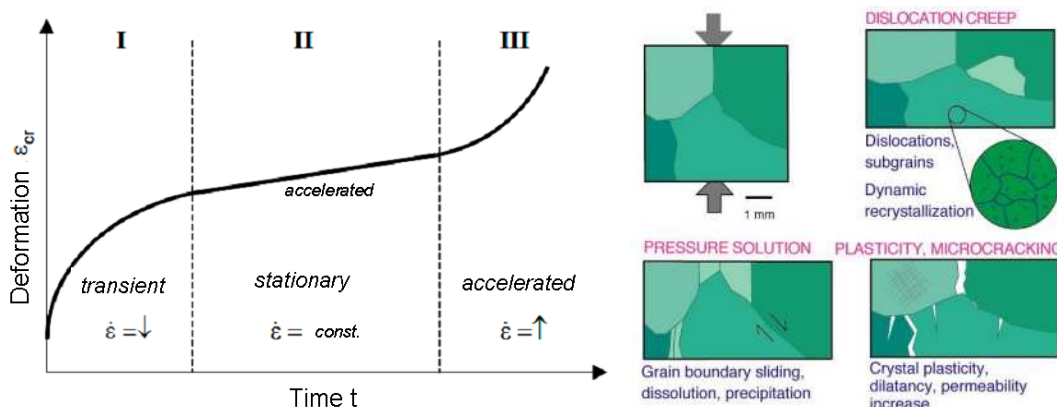
ces différents aspects (exploitation minière, expérimentations, modélisations), sont documentés (outre un nombre important de publications par ailleurs), dans les actes des conférences sur « le comportement mécanique du sel », organisées depuis le début des années 80 :

- 1<sup>ère</sup> conférence : Université de l'Etat de Pennsylvanie, Etats-Unis. 9-11 novembre 1981 ;
- 2<sup>ème</sup> conférence : Hanovre, Allemagne. 24-28 septembre 1984 ;
- 3<sup>ème</sup> conférence : Palaiseau, France. 14-16 septembre 1993 ;
- 4<sup>ème</sup> conférence : Montréal, Canada. 17-18 juin 1996 ;
- 5<sup>ème</sup> conférence : Bucarest, Roumanie. 9-11 août 1999 ;
- 6<sup>ème</sup> conférence : Hanovre, Allemagne. 22-25 mai 2007 ;
- 7<sup>ème</sup> conférence : Paris, France. 16-19 avril 2012 ;
- 8<sup>ème</sup> conférence : Rapid City, Etats-Unis. 26-28 mai 2015.

La déformation du sel gemme présente des caractéristiques de déformation élastique et viscoplastique. Le comportement contrainte-déformation, qui évolue en fonction du temps, est dénommé fluage. D'après le comportement standard observé lors d'un essai de fluage, le fluage peut être décomposé en trois phases (Cf. Fig. 1) :

- Le fluage primaire, également dénommé fluage transitoire ou non stationnaire ;
- Le fluage secondaire ou stationnaire ;
- Le fluage tertiaire ou rupture par fluage.

Ces trois phases de fluage sont étroitement liées et passent de l'une à l'autre via des processus de déformation intra-cristalline en fonction des conditions de charge et de température. Les mécanismes de déformation, connus pour se produire à des températures correspondant à des conditions halocinétiques classiques (20–200 °C), naturelles ou d'ingénierie, sont récapitulés à la Fig. 1.



a) Schématisation des phases de fluage

b) Schématisation des processus micro-structuraux pouvant se produire lors de la déformation du sel gemme entre 20 et 200 °C.

Les nuances de vert représentent les cristaux selon différentes orientations (Urai et Spiers, 2007)

**Fig. 1. Schématisation des phases de fluage et des processus micro-structuraux**

La phase de fluage primaire se caractérise par une vitesse de déformation élevée qui diminue de façon continue jusqu'à atteindre une vitesse de fluage stationnaire, qui caractérise la phase de fluage secondaire. Le processus de fluage primaire ainsi que le mécanisme de contrôle de la vitesse de fluage résultent du mouvement des dislocations (imperfections du réseau cristallin), par glissement croisé (mouvement de la dislocation dans le plan) et/ou montée (mouvement de la dislocation en dehors du plan de glissement). Les dislocations commencent à se déplacer lorsque la contrainte s'intensifie. Les dislocations augmentent l'énergie du réseau cristallin (en d'autres termes, l'énergie est stockée dans les dislocations). Les processus de mouvement des dislocations sont conduits par le champ de contraintes et par le réseau cristallin qui tend à atteindre un niveau énergétique inférieur. Cela conduit à l'apparition d'orientations privilégiées dans le réseau cristallin, de sous-structures de dislocations, la formation de sous-grains et la recristallisation dynamique.

Avec l'augmentation de la déformation, la capacité de mouvement des dislocations existantes diminue. Si la déformation se poursuit, de nouvelles dislocations sont générées dans le réseau cristallin. Ainsi, la densité des dislocations augmente. Ce processus améliore la résistance à la déformation : la vitesse de déformation diminuera même si la contrainte reste constante et une force croissante sera nécessaire pour maintenir une vitesse de déformation constante. Ce durcissement du matériau, qui augmente avec la déformation, est toutefois compensé par l'annihilation de dislocation. Cela résulte en un fluage stationnaire (avec vitesse de déformation constante) si la vitesse de formation des dislocations est égale à la vitesse d'annihilation des dislocations. Lors de cette phase de fluage secondaire, la densité des dislocations (échelle microscopique), la résistance à la déformation et, en conséquence, la vitesse de fluage (macroscopique) sont constantes. Simultanément, des sous-grains se forment dans le sel gemme, dont le diamètre est corrélé avec la contrainte déviatorique (Cf. *Urai et Spiers, 2012*).

Le fluage tertiaire est lié à l'apparition de fissures intra-cristallines, c'est-à-dire à l'apparition de l'endommagement, qui ne se produit que si la contrainte appliquée dépasse la limite de dilatance (voir la section 3.2.2). L'initiation de l'endommagement se traduit par la manifestation d'une dilatance. Si l'endommagement ou la déformation atteint une valeur critique (critère de rupture), le fluage passe à la phase tertiaire et une rupture par fluage a lieu.

Que ce soit sur le terrain ou dans le cadre d'expériences en laboratoire, le type de déformation (cassante ou ductile) dépend fortement des conditions de charge, de la température et du taux d'humidité (Cf. *Urai et Spiers, 2007 ; Hunsche et Schulze, 1996, 2002*). A des pressions de confinement très faibles (à savoir, inférieures à 3–5 MPa) et à des contraintes déviatoriques élevées, la microfissuration inter- et intra-granulaire, la rotation des grains et le glissement intergranulaire représentent des processus importants d'accumulation de la déformation, associés à la plasticité cristalline. Les propriétés mécaniques et le comportement dilatant dépendent de la contrainte effective<sup>1</sup> moyenne ou pression effective de confinement (Cf. Fig. 1b pour une illustration des différents mécanismes de déformation). A des contraintes déviatoriques suffisamment élevées, le matériau se rompt de manière (semi-)cassante. La rupture, qui dépend de la contrainte moyenne effective, est décrite dans un plan ( $\sigma_n, \sigma_t$ ) par une enveloppe de rupture ; l'intérieur de l'enveloppe correspond à la déformation sans rupture. Avec l'augmentation de la contrainte effective moyenne, la microfissuration et la dilatance sont supprimées et la plasticité cristalline prédomine.

Toutefois, si le polycristal contient des quantités réduites mais significatives d'eau sous forme d'inclusions de saumure saturée ou de pellicules aux joints de grain (c'est généralement le cas à la fois pour les échantillons naturels et synthétiques), la migration des joints de grain assistée par le fluide est un processus efficace de réduction de la densité des dislocations et, donc, d'élimination de l'énergie stockée par les dislocations, même à température ambiante (Cf. *Urai et Spiers, 2012*).

<sup>1</sup> On parle de pression effective en présence de fluide, la contrainte effective est alors égale à  $\sigma_{eff} = \sigma - P_f$ , l'état de contrainte et la pression de pore jouant des rôles antagonistes sur la déformation du milieu poreux.

Alors que les processus de fluage-dislocation se produisent dans le réseau cristallin du sel, le fluage par pression-dissolution<sup>2</sup> (« pressure solution » en anglais) est un processus survenant au niveau des joints de grain. Ce processus est accompagné de glissement intergranulaire et de rotation (réarrangement des grains) et peut conduire à la compaction du sel poreux ou à une déformation déviatorique des agrégats non poreux.

### 2.2.2. Etudes géomécaniques spécifiques au site de stockage de StocaMine

Outre la connaissance générale (indépendante du site) du comportement du sel à la déformation, présentée dans le paragraphe précédent, les connaissances spécifiques au site considérées pour l'évaluation géomécanique du site de StocaMine reposent sur les connaissances approfondies issues des sources suivantes :

- Une analyse des études antérieures commandées par MDPA : en particulier, les études conduites par l'Ecole des Mines de Paris (dans le cadre du dossier de demande d'autorisation, études 2006 et 2009) – et Laouafa (2010).
- L'analyse des mesures in-situ et des données disponibles à StocaMine :
  - Les mesures des déplacements relatifs horizontaux et verticaux dans les galeries de stockage,
  - Les mesures de l'affaissement en surface, réalisées par MDPA, résultant de l'exploitation minière et de la compaction des tailles foudroyées (mémoire 5 des MDPA, 2008).
- La mise à profit de l'état des connaissances et des résultats des recherches en France et à l'étranger :
  - En particulier, les recherches réalisées par l'Ecole Polytechnique dans les années 90, dans le cadre des programmes européens (5<sup>ème</sup> PCRD) et de ceux de l'ANDRA. Il s'agit en particulier de trois importantes expérimentations in-situ réalisées dans la mine Amélie (près du site de StocaMine) :
    - Deux expérimentations thermomécaniques (Ghoreychi, 1991 et Kazan et Ghoreychi, 1996) (Cf. thèse de Y.N. Kazan, 1996) ;
    - Une expérimentation sur la perméabilité du sel et les couplages «mécanique-transport» (Cf. thèse de Cosenza, 1996) ;
    - Par ailleurs, de nombreux essais de laboratoire ont été effectués sur les échantillons de sel prélevés sur les sites des essais in-situ. Ils ont conduit au développement des modèles rhéologiques caractérisant le fluage (Cf. thèse de A. Pouya, 1991) et l'endommagement du sel dans la mine Amélie (Cf. thèse de L. Thorel, 1994).
- Les études de modélisation numérique 2D et 3D du stockage et des ouvrages d'accès, menées par l'INERIS, 2010.

La plupart des résultats sont résumés dans le document intitulé « *Etude géomécanique du stockage de StocaMine (INERIS, 2010)* ». Cette étude était axée sur trois objectifs :

<sup>2</sup> Mécanisme de dissolution aux joints de grains où la contrainte normale est élevée, induisant une diffusion de la matière dissoute dans le fluide intergranulaire, puis une précipitation de matière dans les pores où la pression est plus faible (nécessité de la présence de fluide)

- Evaluer la stabilité mécanique du site de stockage et les ouvrages d'accès, avec des études détaillées sur les possibilités d'accès au site à moyen terme et sur les possibilités de déstockage à court ou à moyen terme.
- Evaluer la vitesse du fluage des différentes structures (zones de stockage, galeries, terrains foudroyés), compte tenu de l'impact du fluage sur le transport de polluants vers l'extérieur et sur la possibilité d'accéder aux travaux souterrains dans le temps.
- Evaluer l'endommagement du toit du stockage provoqué par l'incendie du bloc 15, et évaluer le risque d'une communication hydraulique au travers du sel endommagé (Cf. section 3.2.7).

### 2.2.3. Démarche de l'INERIS

La démarche adoptée par l'INERIS s'appuie sur une description complète du comportement mécanique du sel. Comme indiqué à la section 2.2.1, la déformation du sel est considérée comme présentant des composantes de contrainte élastique et viscoplastique, son comportement rhéologique se caractérisant par :

- Des déformations irréversibles (caractéristique de la viscoplasticité), qui se manifestent sous toute contrainte déviatorique indépendamment de la contrainte moyenne (ou pression de confinement). Cela signifie qu'il n'existe pas de seuil de déclenchement du fluage. En conséquence :
  - Tout déviateur de contrainte se relaxe entièrement dans le temps, et un état de contrainte isostatique est atteint à long terme (temps géologique).
  - Une cavité creusée dans le sel se ferme entièrement dans le temps (sur une période dépendant de la profondeur), la convergence sera cependant retardée par le phénomène de « self-backfill » : effondrement du toit de la cavité. Le fluage de sel est toutefois accéléré en présence d'humidité, qui entraîne une fragilisation du matériau (voir ci-dessous).
- La vitesse de fluage augmente de façon non linéaire avec la contrainte déviatorique, l'humidité et la température (voir ci-dessous).

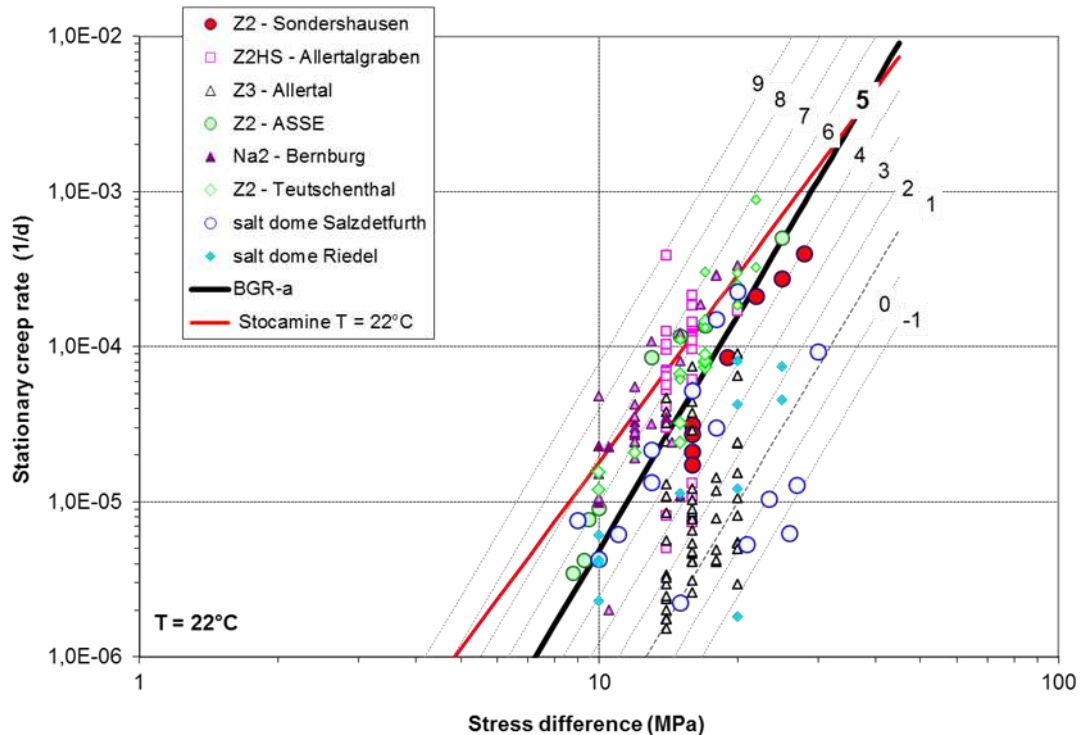
Par ailleurs, à partir d'un seuil d'endommagement, appelée limite de dilatance, (Cf. Fig. 11 en section 3.2.2), qui dépend de la contrainte moyenne (ou minimale) et de la contrainte déviatorique, des fissures commencent à apparaître et la vitesse de fluage augmente (fluage tertiaire).

#### 2.2.3.1. FLUAGE

Pour représenter le comportement du fluage à long terme, les vitesses de fluage de la phase stationnaire sont déterminées expérimentalement lors d'essais de fluage. La vitesse de fluage secondaire résultant  $\dot{\epsilon}_{cs}$  est alors majoritairement dominée par la contrainte déviatorique effective, liée au deuxième invariant du tenseur déviateur de contraintes :

$$\sigma_{eff} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2-1)$$

Des résultats d'essais de fluage sont présentés dans un double diagramme logarithmique représentant la vitesse de fluage en fonction de la contrainte différentielle et montrent une dispersion significative des données. Ces résultats sont comparés à la relation entre vitesse de fluage et contrainte considérée par l'INERIS sur StocaMine (Cf. Fig. 2 ci-dessous).



**Fig. 2. Fluage du sel gemme provenant de StocaMine comparé au sel gemme de différents sites et stratigraphies (température de référence : 22 °C).**

Concernant StocaMine, la relation entre la vitesse de fluage et la contrainte différentielle a été représenté par deux modèles rhéologiques principaux, proposés par différents auteurs : (1) le modèle de Lemaitre (Cf. Pouya, 1991) et (2) le modèle de NORTON (utilisé par l'INERIS). La différence entre ces deux modèles réside dans l'évolution du fluage au cours du temps pour un état de contrainte constant.

Selon le modèle de Lemaitre, la vitesse de fluage diminue avec le temps (i.e. il n'y a pas fluage stationnaire), c'est-à-dire que les comportements permanent et transitoire (phases primaire et secondaire du fluage) sont décrits par la même loi de puissance. Au contraire, le modèle de Norton considère qu'après une phase transitoire de courte durée, le fluage atteint un régime stationnaire (évolution linéaire). Seul un changement de l'état de contrainte (par exemple, une modification de la géométrie de l'excavation liée au fluage) peut alors modifier la vitesse de fluage.

Sur le site de StocaMine, les mesures in-situ réalisées ont montré que les taux de convergence évoluent de façon quasi-linéaire avec le temps sur une période de dix ans environ. En conséquence, les études menées par l'INERIS et autres organismes ont adopté le modèle de NORTON, qui correspond à une description classique du processus de fluage- dislocation.

Dans l'approche de NORTON (qui modélise la déformation non dilatante, précèdent la phase de fluage tertiaire), l'évolution du fluage dans le temps, en fonction de l'état de contrainte, est décrit par la loi ci-après (dérivée de la loi « BGR-a », proposée par le BGR<sup>3</sup> de Hanovre) :

$$\dot{\epsilon}_{vp} = V \cdot A_s \cdot \exp\left(-\frac{Q_{DC}}{RT}\right) (\sigma_1 - \sigma_3)^n \quad (2-2)$$

<sup>3</sup> Institut fédéral de la géoscience et des ressources naturelles (Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, BGR), Hanovre, Allemagne

Où  $A_s$  est une constante du modèle,  $Q_{DC}$  l'énergie (apparente) d'activation du mécanisme de fluage des dislocations,  $R$  la constante des gaz parfaits,  $T$  la température absolue,  $\sigma_1$  et  $\sigma_3$  les contraintes de compression principale maximale et minimale, et  $n$  l'exposant de contrainte.

Le pré-coefficient  $V$  (ajouté à la loi de fluage « BGR-a ») dépend du matériau (Cf. *Plischke, 2007* ; *Hunsche et al, 2003*). Le BGR a en effet défini une classification permettant de classer le comportement au fluage des matériaux par catégorie. Cette classification permet de tenir compte du fait que le comportement au fluage des sels gemme est fonction de nombreux paramètres (par exemple, la taille et la répartition des constituants secondaires de la roche, ou la taille des grains de la matrice de sel gemme) :

$$V = \frac{2^K}{32}$$

Où  $K$  est la classe de fluage (2-3)

Le tableau ci-après précise le lien entre les classes de fluage  $K$  et le pré-coefficient  $V$ . La classe de fluage 5 (où  $V = 1$ ) correspond à la loi de fluage de référence « BGR-a »

**Tabl. 1 - Relation entre classe de fluage et pré-coefficient V**

Creep Class K	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Pre-Coefficient V	1/32	1/16	1/8	1/4	1/2	1	2	4	6	8

ITASCA a utilisé une syntaxe plus simple de la formule (2-2) :

$$\dot{\epsilon}_{vp} = V \cdot A \cdot \sigma_{eff}^n \quad (2-4)$$

$$\text{Avec } A = A_s \cdot \exp\left(\frac{-K_s}{T}\right) \quad (2-5)$$

Les paramètres du modèle de Norton utilisés par ITASCA, sont précisés dans le tableau ci-après.



**Tabl. 2 - Paramètres du modèle de Norton appliqué au sel gemme (selon INERIS et ITASCA)**

Paramètre	Description	Valeur
$A_s$ (1/jour)	Vitesse de référence	0.022 (Ineris) 0.015 (Itasca)
$n_s$	Exposant de contrainte	4
$K_s$ (K)	Constante d'Arrhenius	4700
$T$ (K)	Température	308

La loi de fluage stationnaire considérée par l'INERIS, illustrée sur la Fig. 2 (courbe rouge), est comparée au comportement d'échantillons de sel provenant d'autres sites, et à la loi de fluage standard « BGR-a ». Concernant la pertinence des différents paramètres, il convient de noter les points suivants :

- La pente de la courbe contrainte/vitesse de déformation où  $n = 4$  (courbe rouge, correspondant à l'hypothèse de l'INERIS), est inférieure à celle de la loi BGR-a de référence. Toutefois, la valeur de  $n$  considérée par l'INERIS est comprise entre 3 et 5, ce qui correspond à la fourchette de variation classique selon la variété du sel. La vitesse de déformation augmente de façon non linéaire avec la contrainte déviatorique. Ainsi, selon l'hypothèse de l'INERIS, la vitesse de convergence est multipliée par un facteur environ égal à 16 si la profondeur est multipliée par 2, par exemple en passant de 500 m à 1 000 m.
- La relation entre la vitesse de fluage et la contrainte différentielle pour le sel de StocaMine se situe dans les champs de valeurs supérieures des expériences réalisées sur différents sites (vitesse de fluage élevée pour une contrainte différentielle donnée). Il est admis que le fluage du sel gemme plus ancien (z2) est en général plus rapide que celui du sel gemme plus récent (z3), en raison du rôle des impuretés (Cf. *Hunsche et al., 2003*). Toutefois, la capacité de fluage du sel de StocaMine s'avère élevée : cela est habituellement observé pour les gisements de sel en couches (comparativement aux dômes de sel), et peut s'expliquer par une teneur en eau interstitielle plus élevée.
- Ce diagramme est valide pour une température de 22 °C. Toutefois, la vitesse de déformation augmente également de façon exponentielle avec la température. L'équation d'Arrhenius (fréquemment utilisée en thermodynamique) exprime cette dépendance. A titre d'exemple, une augmentation de la température de 10 °C (dans une plage de températures de 20 à 50 °C), à des contraintes différentielles de 10 MPa, entraîne une augmentation de la vitesse de fluage stationnaire d'un facteur 2 à 5. Ce facteur est plus faible à des températures plus hautes, et plus élevé pour des contraintes moindres.
- En outre, l'humidification du sel provoque une accélération du fluage (Cf. *Hunsche et al., 2003*), qui s'explique principalement par un affaiblissement hydrochimique, lié à divers processus, notamment des processus de pression-dissolution (Cf. *Urai et al., 1986 ; Urai & Spiers, 2007*). En conséquence, l'exposant de contrainte  $n$  sera alors égal à 1. En outre, l'augmentation de la pression des fluides peut modifier le type de déformation (de ductile à cassante) en raison de l'atténuation de la contrainte effective (voir ci-dessous). – **Ces processus ne sont en l'occurrence pas pris en compte par l'INERIS.**

#### 2.2.3.2. ENDOMMAGEMENT

L'initiation de l'endommagement, c'est-à-dire l'apparition de microfissures, implique une perte d'intégrité hydromécanique liée à une augmentation de la perméabilité (Cf. section 3.2.2).

En général, l'initiation de fissures ou l'augmentation de l'endommagement fait référence aux critères suivants :

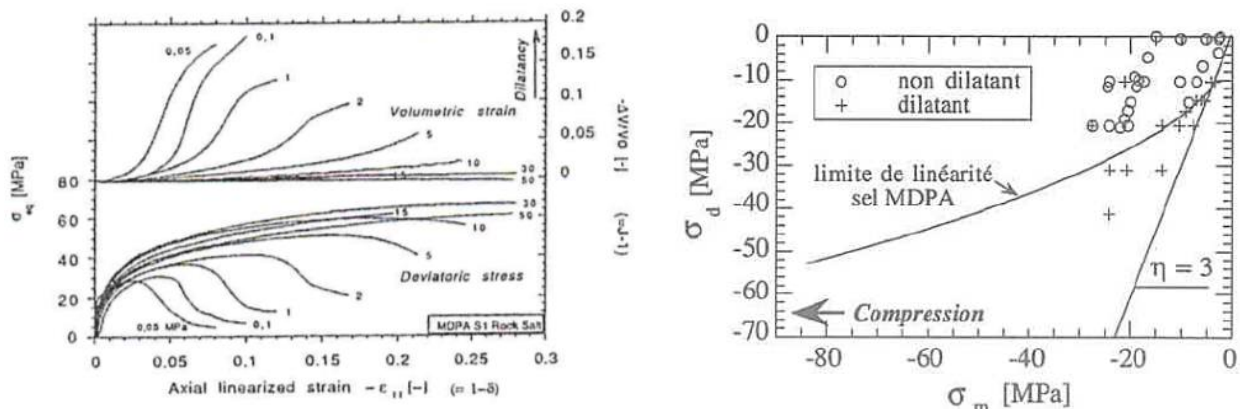


- Le critère de rupture, déterminé en mesurant la résistance de la roche par des essais triaxiaux en laboratoire. Comme pour les autres types de roche, la résistance à la compression du sel gemme dépend de la vitesse de déformation (Cf. *Wallner, 1981*).
- Le critère de dilatance, déterminé en utilisant plusieurs indicateurs de la fissuration, comme par exemple la modification du volume, les signaux ultrasoniques ou la perméabilité.

Un modèle a été développé par Thorel (1994) afin d'évaluer l'amplitude et l'extension des zones endommagées à proximité du stockage et des voies d'accès,

Il définit le début de l'endommagement comme l'apparition de déformations volumétriques irréversibles, mesurées au cours d'expériences menées en laboratoire. Des essais triaxiaux axisymétriques suivant des trajectoires de contraintes de compression et d'extension, ont été réalisés, avec un suivi en continu de la déformation volumétrique. Les résultats expérimentaux permettent d'élaborer un modèle élastoplastique non standard relatif au comportement mécanique instantané du sel gemme. Ce modèle développé par Thorel est proche d'autres modèles d'endommagement proposés pour le sel (Cf. *Cristescu & Hunsche (1991)* et *Hunsche (1993)*).

Les critères de dilatance et de rupture du sel des MDPA, utilisé dans l'approche de Thorel, sont illustrés sur la Fig. 3. On peut noter que l'ensemble des données de fluage dilatant (avec augmentation de volume irréversible) se situent systématiquement au-dessus du critère de rupture (limite de linéarité), alors que les données de fluage non dilatant se situent en deçà de ce critère (voir également à la Fig. 11).



a) Tests en laboratoire sur des échantillons de sel des MDPA

b) Etats de contrainte générant ou non de la dilatance au cours d'essai de fluage en compression (Thorel et Ghoreychi, 1996)

**Fig. 3. Endommagement du sel (résultats de tests en laboratoire)**

En résumé, on peut considérer que les approches concernant la mécanique des roches utilisées par l'INERIS constituent une base suffisante pour évaluer les processus dépendant du temps et de l'endommagement qui se produisent au niveau des vides souterrain dans le sel.

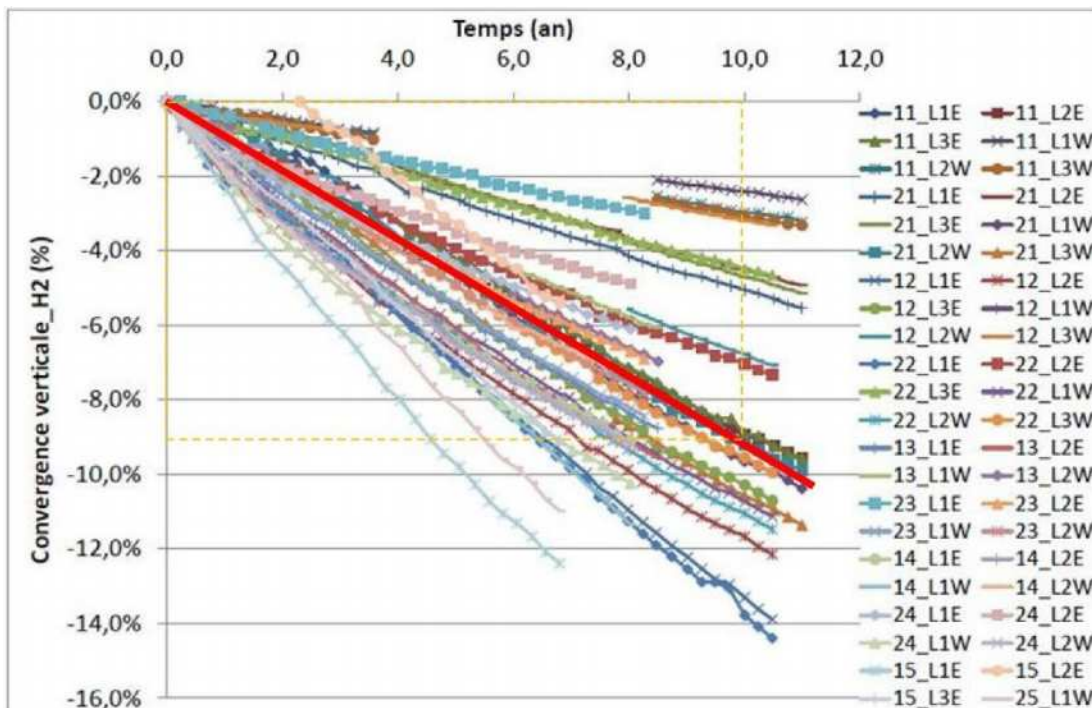
## 2.2.4. Mesures de la convergence dans la zone de stockage

Des mesures de convergence (distances relative entre deux repères) ont débuté entre 1998 et 2002 dans les différents blocs de stockage, et se poursuivent à l'heure actuelle dans deux ou trois allées de chaque bloc, sur deux sections situées aux extrémités Est et Ouest dans les différents blocs. Les relevés sont effectués tous les deux ou trois mois. Ils consistent à mesurer les distances entre trois couples de repères :

- entre le toit et le mur, donnant la convergence verticale, notée H2 ;
- entre le toit et la mi-hauteur des blocs, mesure destinée également à évaluer la convergence verticale, dénommée H1 ;
- entre les mi-hauteurs des blocs(LAR), afin de mesurer la convergence horizontale.

Pour chaque mesure, le rapport entre le déplacement mesuré et la distance initiale exprimé en % est calculé, ce qui facilite la comparaison des mesures réalisées sur des distances plus ou moins variables, d'une base de mesure à l'autre.

Il faut signaler que la plupart des sites de mesure de convergence se situent près des angles des galeries (à une distance approximative de 1,5 m de l'angle des recoupes), et que ces points de mesure sont fixés sur la paroi de la galerie. Ces mesures ne pouvaient en effet pas être réalisées à l'intérieur des blocs car ces zones ne sont pas accessibles. De ce fait, les mesures de convergence pourraient être amplifiées pour des sections plus importantes, ainsi que par les processus de perturbation du contour de la roche (développement d'une zone EDZ), qui affectent particulièrement les parements et le mur (soufflage). Toutefois, l'augmentation de volume maximale liée au développement de la zone EDZ est de l'ordre de quelques pourcent. Ainsi, l'effet de ce type d'artéfacts est estimé faible par rapport à l'effet général de réduction des vides. Les enregistrements disponibles sur la convergence fournissent ainsi une base de données fiable.



**Fig. 4. Évolution quasi-linéaire de la convergence dans le temps, mesurée sur le site de StocaMine. La ligne rouge fait référence à la moyenne de 0,9 %/an.**

Comme l'INERIS le souligne (2010), ces mesures sont cohérentes et plutôt précises, malgré des valeurs manquantes. La période de mesure est continue sur une dizaine d'année lorsque l'accès aux ouvrages souterrains le permet. On peut souligner les points suivants :

- L'évolution de la convergence est pratiquement linéaire quel que soit le point de mesure (Cf. **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**). L'INERIS attribue cette observation au comportement mécanique spécifique du sel gemme, marqué par un fluage stationnaire. Toutefois, les mesures ont commencé quelques temps après le creusement de chaque

bloc. Elles n'intègrent donc pas la phase de fluage transitoire précédant le fluage stationnaire, qui aurait pu se traduire par un certain ralentissement initial des convergences durant quelques semaines à quelques mois.

- La valeur moyenne de la vitesse de convergence verticale « toit-mur » pour l'ensemble des blocs est estimée par l'INERIS à 0,92 % par an, malgré certaines différences systématiques selon la position du point de mesure (aléatoire ou au centre de la zone de stockage). Les vitesses de convergence varient au global de 0,5 à 1,4 %/an.
- Le rapport « vitesse horizontale/vitesse verticale » est de 0,57 ; il indique que, pour un temps donnée, la convergence horizontale est plus faible que la convergence verticale (en moyenne, la vitesse de convergence horizontale est de 0,53 % par an, contre 0,92 % par an dans la direction verticale).

## 2.3. EVALUATION DU SCENARIO DE CONVERGENCE DE L'INERIS

### 2.3.1. Scénario de référence de l'INERIS et approche de l'IfG

Selon le scénario de l'INERIS, l'une des conséquences de la fermeture des vides souterrains est le déplacement forcé de l'eau et de l'air contenu dans ces vides. Dans le cas de StocaMine, le fluage va entraîner la remontée de saumure vers la surface, et donc vers la nappe d'Alsace située au-dessus de la mine. L'effet de fluage diminue dans le temps au fur et à mesure de la compaction des vides souterrains (effet de forces opposées) et s'arrête lorsque les vides sont complètement refermés.

Au regard de la fermeture des vides souterrains et des scénarios de sureté à long terme qui en résultent, les conclusions de l'INERIS relatives à la géomécanique revêtent une importance cruciale ; leur exactitude devra donc être démontrée. Il s'agit des conclusions suivantes :

- Le taux de convergence « toit/mur » est considérée égale à 0,9 % par an (taux de convergence constant, correspondant à la convergence initiale) pour la zone de stockage et les galeries doubles à 550 mètres<sup>4</sup>.
- La zone de stockage (y compris les galeries) est considérée comme étant complètement fermée après environ 200 ans, mais l'INERIS indique qu'il s'agit d'une fermeture mécanique et non d'un « encapsulage » étanche d'un point de vue hydraulique (i.e. la perméabilité dans les galeries ne sera pas négligeable). L'hypothèse d'un vide résiduel de 5 à 10 % après ennoyage et d'un taux de fermeture de 90 % pourrait être justifiée à une profondeur de 1 000 m, mais est probablement surestimée au niveau du site de StocaMine.
- Un taux de compaction des terrains foudroyés de 0,1 % par an est considéré avant l'ennoyage.
- L'ennoyage se produira probablement après plusieurs siècles (dans le scénario de référence après 240 ans)<sup>5</sup>. Le taux de convergence global sera alors réduit à 0,01 % par

<sup>4</sup> L'INERIS souligne que la profondeur affecte considérablement la vitesse de convergence sous l'effet conjugué de deux facteurs (1) le déviateur de contrainte, deux fois plus élevé à 1 000 m qu'à 500 m. Il en résulte que la vitesse de convergence est multiplié par un facteur 16 (en considérant un exposant  $n = 4$  pour la loi de puissance) et (2) l'augmentation de la température naturelle du massif qui est voisine de 35 °C à 550 m et de 50 °C à 1 000 m. La température affecte de manière exponentielle la vitesse de fluage (loi d'Arrhenius) et conduit à doubler la vitesse de convergence entre ces deux profondeurs.

an dans les terrains foudroyés car la pression hydrostatique fera diminuer considérablement le déviateur des contraintes dans les vides.

Compte tenu du fait que la réalisation de nouveaux calculs numériques relatifs au comportement de l'affaissement à grande échelle ne fait pas partie du travail de la tierce expertise, la présente évaluation de l'évolution de la convergence à long terme *du site de stockage* repose exclusivement sur des calculs analytiques. Trois approches différentes ont été utilisées :

- Une première approche très simple : seule la convergence des cavités ouvertes est prise en compte sans l'incidence de l'autorembayage (en anglais « self-backfill »). Dans ce cas, le volume résiduel réel peut être estimé comme suit :

$$V(t) = V_0 \cdot \exp\left(-\frac{\dot{V}}{V} \cdot t\right) \quad (2-6)$$

Avec,  $V_0 = 300\,000 \text{ m}^3$  (Volume initial des vides du stockage)

et  $\frac{\dot{V}}{V} = 1\%/an$  (approche 1)

- Une deuxième approche similaire, en considérant un scénario critique, avec un taux de convergence réduit de moitié, de 0,5 %/an. (approche 2) ;
- Une troisième approche plus complexe, reposant sur les formules empiriques de Schreiner et Kamlot (Cf. *Schreiner et Kamlot, 1991a, b*). Ces formules ont été développées afin de tenir compte des effets potentiels de l'autorembayage des vides (« self-backfill »), résultant de la rupture de la périphérie des excavations (par exemple, le décollement des parois, le soulèvement du sol ou la rupture du toit).

Cette approche est brièvement décrite ci-après, en suivant les étapes de calcul suivi par Schreiner (1-Convergence avant ennoyage ; 2-Convergence pendant la phase d'ennoyage ; 3-Convergence après ennoyage)<sup>6</sup>. Il s'agit d'une méthode de prévision de la fermeture des vides souterrains, qui est utilisée comme référence afin d'évaluer les hypothèses émises par l'INERIS.

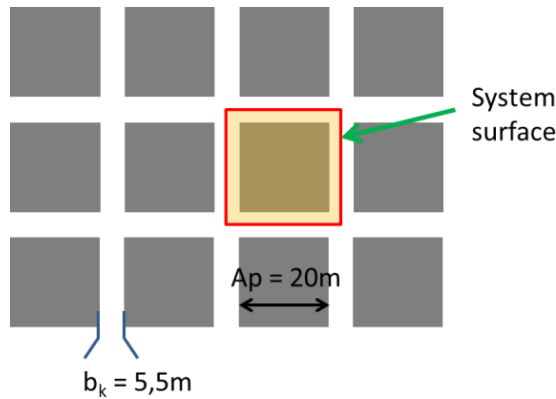
Il convient de souligner que dans la mesure où l'objectif est de tester globalement les hypothèses de l'INERIS, des paramètres simplifiés (largeur de la galerie : 6 m, hauteur de la galerie : 3 m) ont été considérés dans le calcul.

### 2.3.2. Convergence des vides du stockage avant ennoyage, avec ou sans prise en compte du phénomène de self-backfill

La zone de stockage étudiée se situe dans une couche peu profonde, où plusieurs galeries d'accès sur piliers courts ont été aménagées. Les piliers laissés en place sont de forme carrée (Fig. 5). Les galeries principales et annexes sont de même taille, de largeur  $b_k$ , et de hauteur  $h$  constante.

<sup>5</sup> D'après l'INERIS, le niveau global de saumure doit atteindre la zone de stockage après 240 ans, en tenant compte du fait que près de 7 % du secteur Ouest (2,06 millions de  $\text{m}^3$ ) est probablement déjà ennoyé. L'intégralité de la mine serait ennoyée après 305 ans (StocaMine ainsi les niveaux supérieurs de la mine Amélie).

<sup>6</sup> Une description détaillée de cette approche est disponible sous forme de rapport technique de l'IfG



**Fig. 5. Géométrie du stockage**

En considérant les paramètres suivants :  $a_p = 20$  m,  $b_k = 6$  m,  $h = 3$  m et un taux de fluage volumique relatif de la roche intacte de  $n_k = 1$  %/an, l'utilisation de la formule numérique développée par Schreiner conduit à la relation suivante entre le volume de vides résiduels et le taux de convergence volumique :

$$1/\dot{V} = \frac{t_0}{v(\epsilon)} - a \quad \text{Avec } t_0 = 265 \text{ a et } a = 0.2 \text{ a/m}^3. \quad (2-7)$$

Il est alors possible de prévoir la diminution du taux de convergence liée à la réduction progressive du volume de la cavité (en tenant compte de l'autorembayage) en intégrant l'équation différentielle linéaire en fonction du temps t :

$$1/\dot{V} = \frac{dt}{dV} = \frac{t_0}{V} - a \Rightarrow dt = t_0 \cdot \frac{dV}{V(t)} - a \cdot dV \quad (2-8)$$

$$\Rightarrow t = \int_{V_0}^{V(t)} t_0 \cdot \frac{dV}{V} - a \cdot \Delta V(t) = t_0 \cdot \ln\left(\frac{V_0}{V(t)}\right) - a \cdot \Delta V(t) \quad (2-9)$$

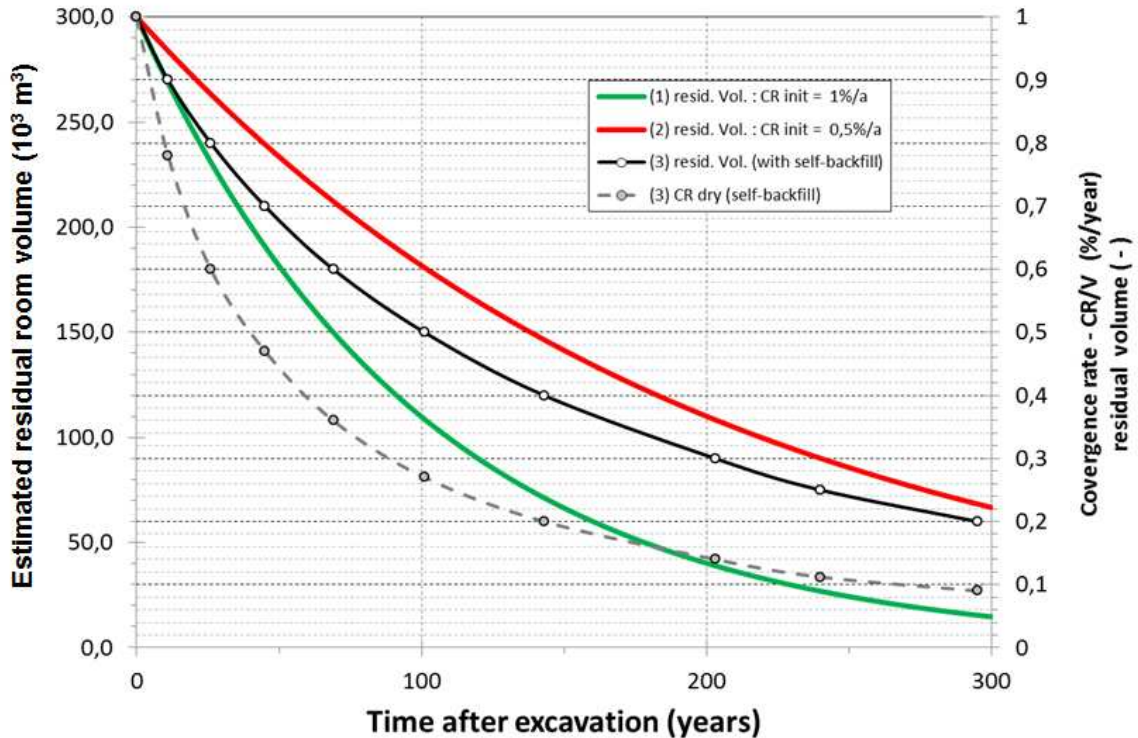
On peut alors calculer la convergence volumique en fonction du temps (Cf. Tabl. 3 - ).

**Tabl. 3 - Evolutions des vides résiduels en fonction du temps (état sec - non ennoyé - ; convergence initiale 0.1%/an)**

Approche 3 : Schreiner avec autorembayage					Approche 1 simplifiée	
t	(3) $\frac{\Delta V}{V_0}$	(3) $\frac{\dot{V}}{V}$	(3) $V_{\text{résiduel}}$	(3) $\dot{s}_{\text{max}}$	(1) $\frac{V}{V_0}$	(1) $V_{\text{résiduel}}$
[an]	[-]	[%/an]	[ $10^3 \cdot \text{m}^3$ ]	[mm/an]	[-]	[ $10^3 \cdot \text{m}^3$ ]
0	0	1	300	12	1	300
11	0.1	0.78	270	10	0.90	271
26	0.2	0.60	240	7	0.78	233
45	0.3	0.47	210	6	0.64	193
69	0.4	0.36	180	4	0.50	151
101	0.5	0.27	150	3	0.37	110
143	0.6	0.20	120	2	0.24	72
203	0.7	0.14	90	2	0.13	39
295	0.8	0.09	60	1	0.05	16



L'évolution de la vitesse de convergence (*relativement au volume initial*) et du volume de vides résiduel en fonction du temps calculés selon cette approche, qui tient compte de l'autorembayage, est illustrée sur la Fig. 6, et comparée aux résultats des approches « simples » (avec un taux de convergence relatif constant de 1 et de 0,5 %/an – courbes rouge et verte).



**Fig. 6. Progression géomécanique de la convergence en tenant compte de différentes approches de calcul**

Concernant l'évolution de la convergence de la zone endommagée (EDZ) au niveau du stockage, on peut considérer que cette zone va s'étendre considérablement en quelques décennies. Après ces quelques décennies, l'extension de l'EDZ est maximale. Si l'on considère, à cette date, un taux de fermeture des vides de 40%, l'extension de l'EDZ atteint alors de l'ordre de 1,2 fois le volume initialement extrait, i.e. le double du volume des cavités encore ouvert. L'extension de l'EDZ sera ensuite réduite lors de la progression de la convergence.

Après une période de 101 ans, la fermeture des vides est de 50 % et l'extension de l'EDZ est réduite à 95 % de l'EDZ maximale ; après 250 ans, la fermeture des vides est de 75 % et le volume de l'EDZ est réduit à 58 % de l'EDZ maximale. Le volume de l'EDZ est alors 2,76 fois supérieur à celui de la cavité ouverte. Ce rapport continuera d'augmenter avec la convergence. Il sera par exemple de l'ordre de 3 pour un taux de fermeture des vides de 90%, le volume de l'EDZ étant alors réduit à 25 % de sa valeur maximale.

En prenant en compte le processus d'autorembayage, le taux de convergence résultant après 300 ans est de l'ordre d'environ 0,1 %/an (le volume résiduel est alors de  $60\,000 \text{ m}^3$ , soit 20 % du volume initial, Cf. courbe noire de la figure précédente et Tabl. 3 - 3<sup>ème</sup> colonne).

En comparaison, si l'on considère l'approche exponentielle simple (scénario de référence de l'INERIS, avec un taux de convergence résiduel de 1%/an), le taux de convergence résultant au

bout de 300 ans n'est plus que de 0.05%<sup>7</sup> par rapport au volume initial des vides. Cela est lié à une fermeture quasi complète du volume au bout de 300 ans, d'environ 95 % (volume résiduel de 16 000 m<sup>3</sup>), ce qui n'est pas réaliste si l'on tient compte des effets de l'autorembayage (qui induit un retard de la convergence).

Toutefois, si on considère un taux de convergence initiale de 0,5%/an dans l'approche exponentielle simplifiée (Cf. courbe rouge sur la Fig. 6), le volume résiduel est de 67 000 m<sup>3</sup> après 300 ans (soit 23 % du volume initial), donc légèrement supérieur à celui obtenu avec l'approche de Schreiner (qui tient compte de l'autorembayage).

**On peut ainsi considérer que, après 300 ans, pour tous les cas étudiés, une convergence finale de l'ordre de 0,1 %/an par rapport au volume initial des vides ou moins au niveau de la zone de stockage de StocaMine est plausible (cela correspond à une convergence relative d'environ 0.75%/an).**

En outre, les effets de la fermeture des vides sur l'affaissement ont été estimés pour l'approche de Schreiner. L'affaissement maximal obtenu en tenant compte de la géométrie des vides souterrains est calculé par la formule suivante :

$$\dot{s}_{max} = \frac{V}{(a_p + b_k)^2} \cdot \frac{\dot{V}}{V} \quad (2-10)$$

Avec  $V = 828 \text{ m}^3$  (701 m<sup>3</sup> pour  $b_k = 5.5 \text{ m}$  et  $h = 2.8 \text{ m}$  ; c'est le volume initial des vides du carré rouge de la Fig. 5)

et  $a_p + b_k = 26 \text{ m}$  (25.5 m)

Les valeurs obtenues sont fournies dans le Tabl. 3 - . Pour  $t = 300$  ans, la vitesse d'affaissement équivalait à 1 mm/an, ce qui est quasiment négligeable.

### 2.3.3. Convergence des vides du stockage après ennoyage

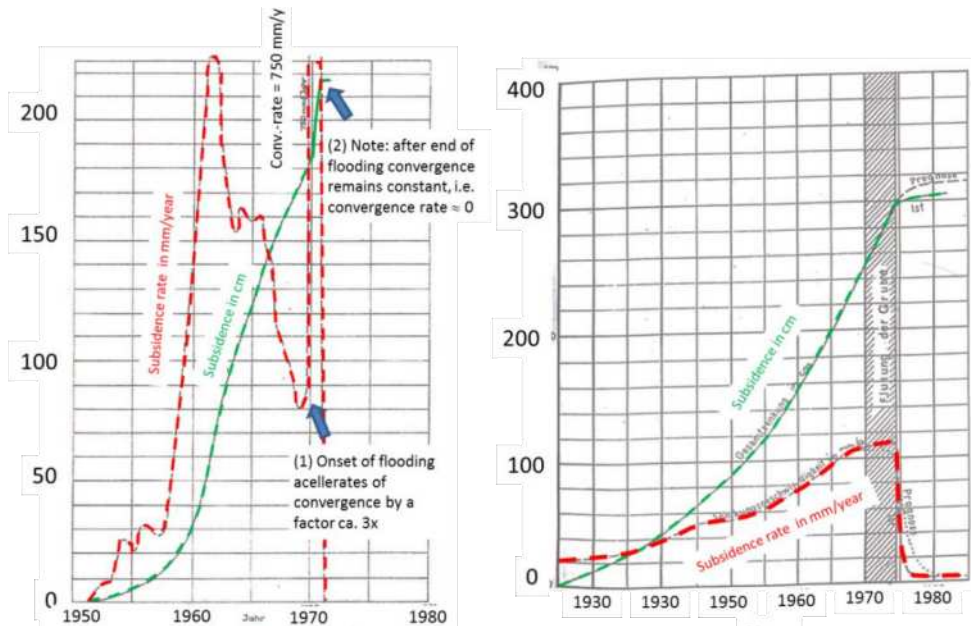
D'après les estimations de l'INERIS, la zone du stockage sera ennoyée dans 240 ans environ si aucun autre obstacle à l'écoulement (en dehors du scellement des puits) n'est installé. A cette date, le volume des vides du stockage serait réduit à 25 % du fait de la convergence (Cf. Tabl. 3 - . Si on suppose un volume initial de 300 000 m<sup>3</sup>, le volume des vides disponibles à l'ennoyage serait de 75 000 m<sup>3</sup> et la vitesse de convergence résultant (par rapport au volume de vides initial) des vides du stockage à cette date serait de 0.12%/an à l'état sec, soit 360 m<sup>3</sup>/an).

Cependant, l'ennoyage résultera en une accélération significative de la convergence (de l'ordre d'un facteur 3), comme cela a été observé lors d'expériences menées dans d'autres gisements de potasse. La vitesse de convergence sera ainsi de l'ordre de 0.35%/an soit 1 050 m<sup>3</sup>/an (Cf. Fig. 8).

Cette hypothèse d'une augmentation temporaire du taux de convergence est confirmée par l'écart de convergence observé lors de l'ennoyage de la mine de Friedenshall (Allemagne), comme l'illustre la Fig. 7. Le mécanisme responsable de cette accélération de la convergence est le fluage lié à l'humidité (réduction de la densité des dislocations dans le réseau cristallin par migration des joints de grain assistée par le fluide). Il a fait l'objet d'une étude très approfondie et a été quantifié par le BGR dans les années 1990. Il convient de noter que cet effet apparaît surtout dans le sel gemme endommagé ou dilaté (par exemple, les zones de contour des piliers ou des galeries) et qu'il s'atténue lorsque la charge augmente (Cf. Hunsche et Schulze, 1996, 2003).

<sup>7</sup> Un taux de convergence de 1% par rapport au volume de vides résiduel à 300 ans (16 000 m<sup>3</sup>), correspond à une réduction des vides de 160 m<sup>3</sup>, c'est-à-dire à un taux de convergence de 0.05% par rapport au volume de vides initial de 300 000 m<sup>3</sup>



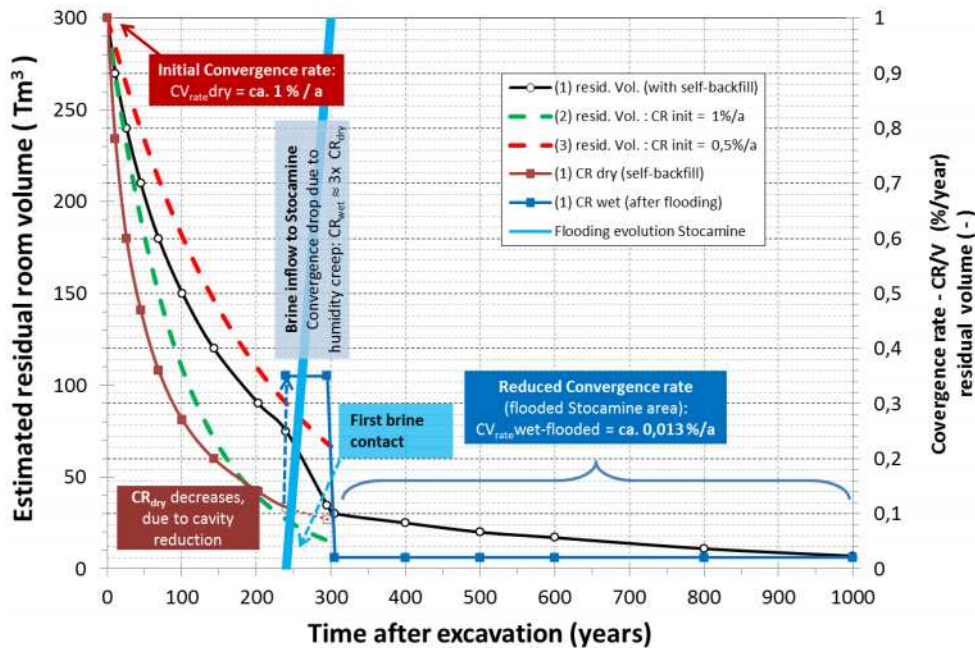


a) Schéma de l'affaissement lié à l'ennoyage de la mine de Friedenshall (Allemagne) (Pelzel et al., 1972)

b) Schéma de l'affaissement lié à l'ennoyage de la mine de Plömnitz (Allemagne) (Tincelin et Wilire, 1991)

**Fig. 7. Mesures d'affaissement en surface au-dessus de zones minières dans les dépôts salifères avant et après l'ennoyage**

L'augmentation de la convergence liée à l'humidité lors de l'ennoyage de la zone de stockage de StocaMine est illustrée à la Fig. 8. On constate que l'écart sur l'évolution du volume des vides résiduels est significatif. Cette figure présente une synthèse des estimations des vides résiduels du stockage selon différentes approches. In fine, cela permet de vérifier la fiabilité de la méthode d'approche simplifiée développé par l'INERIS.



**Fig. 8. Progression géomécanique de la convergence en tenant compte de différentes approches de calcul et de l'infiltration de saumure après 240 ans environ**

Par la suite, d'après les hypothèses de l'INERIS, la mine sera complètement ennoyée 65 ans après le début de l'ennoyage du site du stockage. L'évolution de la convergence sur cette période peut être exprimée comme suit :

$$V(t) = V_0 \cdot \exp\left(-\frac{\dot{V}}{V} \Delta t\right) \quad \text{Avec } V_0 = 75\,000 \text{ m}^3, \Delta t = 65 \text{ ans et } \frac{\dot{V}}{V} = 0.014/\text{an}^8 \quad (2-11)$$

Ainsi, le volume de vides diminue lors de la phase finale de l'ennoyage pour passer de 75 000 m<sup>3</sup> à 30 000 m<sup>3</sup> environ en 65 ans, et atteindre 10 % du volume initial (300 000 m<sup>3</sup>) à t=305 ans (date considérée comme la fin de l'ennoyage) .

La différence de volume entre t=240 ans et t=305 ans, soit 45 000 m<sup>3</sup>, équivaut au volume de saumure extrudée sur une période de 65 ans (entre le début et la fin de l'ennoyage de la mine). Cela représente un flux initial de 1050 m<sup>3</sup>/an, qui diminue et atteint 400 m<sup>3</sup>/an en fin d'ennoyage (soit un taux de convergence en fin d'ennoyage de 1,3 ‰/an, rapporté au volume initial de 300 000 m<sup>3</sup>).

Compte tenu de l'augmentation du niveau de saumure jusqu'à saturation totale, une pression hydrostatique va s'établir dans la zone minière une fois la mine complètement ennoyée.

En considérant une profondeur de 550 m, les paramètres miniers fournis précédemment, avec  $\frac{(a_p + b_k)^2}{a_p^2} = 1.69$  (1.625 pour  $b_k = 5.5$  m), et une pression lithostatique de  $\gamma \cdot H = 12.65 \text{ MPa}$  (où  $\gamma$  est la densité spécifique), la charge appliquée sur les piliers diminue de  $\sigma_p = 21.3 \text{ MPa}$  (20.55 MPa) à  $\sigma_p = 16.8 \text{ MPa}$  (16.2 MPa). Il en résulte une diminution de moitié du déviateur de contrainte (qui correspond à la différence entre la contrainte verticale et la contrainte horizontale) et une

<sup>8</sup> Un taux de convergence de 0.35% par rapport au volume initial de 300 000 m<sup>3</sup>, observé en début d'ennoyage, correspond à une réduction des vides de 1050 m<sup>3</sup>, c'est-à-dire à un taux de convergence de 0.014 par rapport au volume de vides résiduel de 75 000 m<sup>3</sup> en début d'ennoyage

diminution du taux de convergence d'un facteur 6, soit un taux de convergence de 0.02 ‰/an, correspondant à 60 m<sup>3</sup>/an (convergence rapporté à un volume initial de 300 000 m<sup>3</sup>).

Il est possible d'estimer la progression de la convergence une fois la mine ennoyée à l'aide de la formule suivante :

$$V(t) = V_0 \cdot \exp\left(-\frac{\dot{V}}{V} \Delta t\right) \text{ Avec } V_0 = 30\,000 \text{ m}^3, \Delta t = 305 \text{ ans et } \frac{\dot{V}}{V} = 0.2 \text{ ‰/an}^9 \quad (2-12)$$

**Tabl. 4 - Comportement de la convergence en fonction du temps (état ennoyé)**

$V_{\text{résiduel}}$ [10 <sup>3</sup> .m <sup>3</sup> ]	T [a]	$\dot{V}$ [m <sup>3</sup> /a]
30	305	60
25	400	50
20	500	41
17	600	33
11	800	22
7	1000	15

Lors de cette phase post ennoyage, les vides sont remplis d'un mélange de matériaux broyés (débris de roche) et de saumure saturée dans un rapport quasi-constant de  $\frac{V}{V_{AZ+V}} = 0.25$ .

V représente la quantité de saumure et V<sub>AZ</sub>, le volume de matériaux broyés. Ce conglomérat se compose de 6,7 tonnes de roches salinifères pour 1 m<sup>3</sup> de saumure saturée. Sa densité est de 1 950 kg/m<sup>3</sup> et la teneur en eau de 11 % environ.

Le taux de convergence des vides de ce conglomérat à long terme (t=1000 ans) est d'environ 0.5 ‰/an, et reste par la suite à peu près constant (de l'ordre de 0.4 à 0.5 ‰/an).

#### 2.3.4. Vides miniers résiduels des vieux travaux

Dans la longue histoire d'exploitation minière de la potasse en Alsace, deux veines de potasse ont été exploitées entre 1910 et 2002, en suivant la stratification naturelle du gisement de sel (Cf. 0).

La technique employée était la longue taille foudroyée, le front de la veine de potasse horizontale étant exploité à l'aide de haveuses. Au fur et à mesure que le front de taille avance, le toit situé à l'arrière des travaux ("le vieux") s'effondre, et les parties foudroyées du toit comblent le vide minier créé.

Toute indication relative au volume des vides résiduels d'une taille foudroyée reste nécessairement incertaine, car, outre le volume de vide initial (dont la détermination par arpentage présente des limites), le volume résiduel dépend aussi entre autres du compactage des débris dans la taille foudroyée, et des caractéristiques de la roche du toit en surplomb ("le vieux"), qui subit une perturbation par suite de l'effondrement. A cela s'ajoutent d'autres facteurs : profondeur de l'exploitation, âge des vieux travaux (taux de convergence constaté : env. 2%/an), mais aussi des facteurs géométriques (comme par exemple la largeur des tailles, etc.)....

<sup>9</sup> Un taux de convergence de 0.02% par rapport au volume de vides résiduel de 30 000 m<sup>3</sup> en fin d'ennoyage correspond à un taux de convergence de 0.02 ‰/an par rapport au volume initial de 300 000 m<sup>3</sup>



Des modélisations réalisées par l'IfG pour des situations d'exploitation similaires (par exemple l'exploitation de sylvinite en longue taille foudroyée au Brésil ou à Kaliningrad - rapports non publiés de l'IfG), à l'aide de modèles de calcul discontinus, permettant de représenter correctement les processus physiques d'affaissement et de perturbation de la roche, présentent un taux de porosité résiduelle initiale + EDZ dans le toit de l'ordre de 17 à 22 %.

Pour le scénario de référence de l'INERIS, une valeur de porosité initiale de 20% peut être raisonnablement considérée. L'estimation de la vitesse de convergence reste toutefois difficile. INERIS (2011) considère une valeur moyenne de 2% par an pour les voies et une valeur de 0,1% par an pour les tailles foudroyées.

La valeur de convergence des voies semble globalement réaliste. La Fig. 9 présente l'exemple d'une mine de Sylvinité en Russie, qui montre que la fermeture des vides peut avoir lieu très rapidement. Dans la mine Beresniki II, il existe en effet une voie simple (3 m x 3 m) qui a été recoupé par une voie transversale au bout de 30 années de convergence. Le résultat montre que la galerie est complètement fermée par convergence initiale, fluage et soufflage du mur et que les débris de roches sont compactés.



**Fig. 9. Convergence d'une voie d'accès dans une couche de sylvinite : Beresniki 2 (Dr. Salzer, 19.01.2006) (dimensions initiales 3 m x 3 m)**

D'évidence, le taux de convergence des tailles foudroyées peut être plus élevé que le taux utilisé par l'INERIS de 0,1% / an. En effet, la porosité résiduelle dépend à la fois de la compaction initiale qui peut possiblement être plus faible et / ou de la diminution des vides miniers qui peut se faire

globalement plus rapide. La tierce expertise propose une description de la convergence résiduelle des terrains foudroyés plus réaliste (et pour le moins suivant une approche sécuritaire), notamment en se basant sur les observations récentes d'affaissement et d'engoyage en profondeur (Cf. rapport *Hydraulique* de la tierce expertise).

## 2.4. CONCLUSIONS

Les études géomécaniques de l'INERIS donnent les bases fondamentales permettant d'étudier les différents scénarios relatifs au futur du stockage de déchets de StocaMine, en se concentrant sur les aspects suivants :

- L'impact de la convergence du fluage sur la migration des polluants vers l'extérieur.
- La fermeture ou scellement en fonction du temps de la zone dilatée endommagée en périphérie des excavations (EDZ).

Les connaissances géoscientifiques et les approches rhéologiques adoptées ont fortement bénéficiées des recherches de l'Ecole Polytechnique dans les années 1990, certains travaux précurseurs ayant été réalisés dans le cadre des programmes de recherche EUROPEAN et ceux de l'ANDRA, dédiés au stockage de déchets dangereux dans les formations de sel. Ces recherches ont abouti au développement de deux modèles rhéologiques : le modèle de NORTON, modélisant le fluage du sel, et un modèle d'endommagement. Ces modèles, décrits en laboratoire et in situ, ont été utilisés dans des études mécaniques et thermomécaniques ultérieures.

Concernant les connaissances générales et les approches adoptées pour évaluer le comportement à long terme des vides souterrains (hors tailles foudroyées), on peut considérer que des connaissances expérimentales et théoriques approfondies sur le comportement géomécanique du sel gemme ont été acquises et sont suffisantes pour soutenir de façon générale les conclusions et les scénarios de l'INERIS :

- L'étude des propriétés de fluage du sel de StocaMine montre que c'est un sel qui flue relativement rapidement, légèrement plus rapidement que le sel gemme ancien (z2), privilégié pour les stockages en Allemagne, du fait de son aptitude au fluage. Les paramètres numériques utilisés s'inscrivent dans la fourchette des expériences internationales, même si le facteur de puissance  $n = 4$  est légèrement inférieur à la loi « BGRa » fréquemment utilisée avec  $n = 5$ .

*Toutefois, les lois de fluage utilisées par l'INERIS ne tiennent pas compte du fluage lié à l'humidité, qui se caractérise par une vitesse de fluage nettement supérieure, du fait d'un affaiblissement hydrochimique. Or, ce phénomène a son importance lors de la phase d'engoyage transitoire (voir ci-dessus).*

- L'application de la loi de Thorel (1990) est une approche justifiée pour décrire l'apparition de l'endommagement en fonction des contraintes ; les critères nécessaires à son utilisation sont déterminés spécifiquement pour le site.

En considérant la convergence globale des vides souterrains mesurées à environ 550 m de profondeur, la loi de fluage de NORTON a été calibrée afin d'évaluer par analyse numérique l'évolution de la fermeture des vides au cours du temps au niveau du stockage.

Le taux moyen de convergence résiduelle<sup>10</sup> observé est de 0,9% par an (il varie entre 0,5%/an et 1,4%/an), ce qui est favorable au scellement des barrages et à la reconsolidation de la zone endommagée.

<sup>10</sup> = taux de convergence relatif au volume des vides résiduels, i.e. au volume des vides de l'année précédente

Etant donné que la réalisation de nouveaux calculs numériques des vides miniers résiduels dans la zone de stockage ne s'inscrivaient pas dans le cadre de la tierce expertise, seules des évaluations, au niveau de la zone de stockage, de la fermeture des vides en fonction du temps, basées sur des expressions analytiques, ont été réalisées : (1) une approche exponentielle simple sans autoremblayage (en anglais « self-backfill ») avec un taux de convergence *résiduelle* constant de 1 %/an, (2) une approche identique avec un taux de convergence *résiduelle* constant de 0,5 %/an et (3) une approche plus complexe prenant en compte la convergence différée liée à l'autoremblayage.

D'une façon générale, pour ce qui concerne la zone de stockage, les calculs analytiques réalisés valident les hypothèses de l'INERIS, à savoir :

- la baisse du taux de convergence relativement au volume initial des vides de 1 %/an à 0,1 %/an<sup>11</sup> (après 300 ans), liée à la réduction des vides (cas de référence de l'INERIS).

**Remarque :** si on tient compte de l'autoremblayage, le processus de convergence est légèrement retardé en raison du soutien de la masse de sel broyé. Toutefois, l'ennoyage provoque une accélération significative de la convergence, suivie par un net ralentissement. Ainsi, aucune différence importante n'apparaît entre les cas (2) et (3).

- Le taux de convergence relativement au volume initial des vides sera également réduit de manière évidente (à 0,01 %/an) du fait de l'ennoyage et de l'évolution de la pression hydrostatique.

**Remarque :** il convient de signaler qu'un grand nombre de mesures d'affaissement en surface, réalisées in-situ, notamment sur le site de Stassfurt en Allemagne (Cf. Fig. 7), démontrent clairement l'incidence de la pression interne sur le taux de convergence

Au final, en tenant compte des différences méthodologiques dans l'approche de l'INERIS et de l'IfG (notamment concernant la prise en compte de l'humidité ou et de l'autoremblayage) et au vu des incertitudes présentes, les résultats relatifs à l'évolution de la convergence de l'INERIS et de l'IfG sont quasiment identiques pour ce qui concerne la zone de stockage.

Pour ce qui concerne l'évolution des vides des tailles foudroyées, en partant de nos propres expériences quant à la porosité initiale dans les vieux travaux (longue taille foudroyée), qui est de l'ordre de 17 % à 22%, l'hypothèse de l'INERIS d'une compaction initiale des tailles foudroyées induisant, après 1 à 3 ans, un volume des vides résiduel (=porosité initiale dans ce qui précède) de l'ordre de 20% est acceptable.

Le taux de convergence résiduelle des tailles foudroyées est plus complexe à évaluer et peut être plus élevé que le taux utilisé par l'INERIS de 0,1% / an. La tierce expertise propose une description de la convergence résiduelle des terrains foudroyés plus réaliste (et pour le moins suivant une approche sécuritaire), notamment en se basant sur les observations récentes d'affaissement et d'ennoyage en profondeur (Cf. rapport *Hydraulique* de la tierce expertise).

---

<sup>11</sup> Le taux de convergence *résiduelle* étant constant et égal à 1%/an



## 3. CONCEPT DE SYSTEME MULTIBARRIERES

### 3.1. INTRODUCTION

Compte tenu de l'ennoyage des vides miniers à plus ou moins long terme, MDPa a développé un concept du système multi-barrières. En effet, si des déchets dangereux restent stockés sur le site de StocaMine, les eaux d'ennoyage constituent un vecteur potentiel de migration vers la biosphère des polluants présents dans les déchets stockés.

Ainsi, la sûreté du confinement vis-à-vis de la biosphère des déchets stockés au niveau du stockage (s. l.)<sup>12</sup> de StocaMine doit être garantie, objectif qui ne peut être atteint que si les déchets sont confinés autant que possible dans la roche encaissante (en l'occurrence, le sel gemme), à l'aide notamment de la mise en place d'un système multi-barrières<sup>13</sup>.

Le concept développé pour le site de StocaMine, dont l'objectif est d'assurer la sûreté géotechnique du confinement ou « confinement sûr » (« safe inclusion » en anglais) a été défini à partir :

- d'études géomécaniques, en particulier celles de l'INERIS, ainsi que d'anciens travaux réalisés par d'autres sociétés, notamment ERCOSPLAN, sur les mesures techniques de scellement dans les mines de sel ;
- des recherches et des expériences pratiques sur le sel en France et à l'étranger, notamment pour des projets classiques d'exploitation de mines de sel, ou des projets de stockage de déchets radioactifs ou autres déchets dangereux dans les formations salines, dans le cadre de programmes européens et de programmes nationaux, en Allemagne et aux Etats-Unis. Ces recherches ont permis de mieux caractériser les propriétés hydromécaniques du sel, déterminées en laboratoire et in-situ.

L'évaluation du concept permettant d'assurer la sûreté du confinement doit être réalisée en tenant compte de différentes échelles comme l'illustre la 0, à savoir :

- dans le champ éloigné : la barrière géologique et le scellement des puits ;
- dans le champ proche : la roche encaissante et les scellements techniques (exemples : barrages et remblayage)

Plus précisément, le complexe de barrières externes (dans le champ éloigné) est constitué :

- des barrières géologiques situées autour des mines Amélie et Marie-Louise, qui comprennent, à partir de 300 m de profondeur, la zone saline supérieure (d'environ 550 m d'épaisseur) et la zone saline intermédiaire (d'environ 300 m d'épaisseur). Elles sont considérées comme imperméables et sans eau, et intègrent, au-dessus de la zone saline supérieure, les marnes du Stampien moyen, dont la perméabilité est très faible.

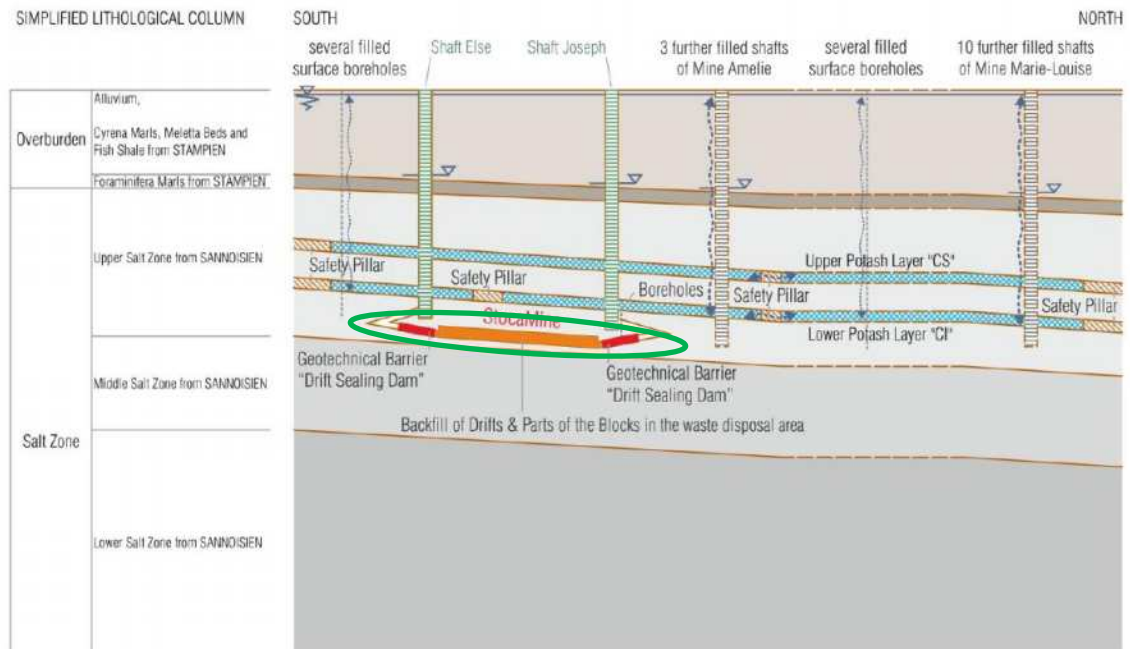
En outre, le terrain de recouvrement peut constituer une autre barrière géologique, car il comprend des formations géologiques imperméables, telles que l'anhydrite, le gypse et les marnes. Ces dernières (qu'on trouve par exemple dans le Stampien) ont la capacité

<sup>12</sup> Le stockage (s. l.) dans son ensemble comprend le stockage lui-même (appelée zone de stockage), la zone rocheuse encaissante, et les strates géologiques proches ou sus-jacentes jusqu'à la surface, dans la mesure où elles doivent être prises en compte pour l'étude de sûreté.

<sup>13</sup> Une barrière est un composant naturel ou technique du centre de stockage qui joue un rôle essentiel dans la sûreté, en limitant ou empêchant l'infiltration de fluide dans les déchets.



d'adsorber des substances dissoutes. Ces différentes formations sont elles-mêmes recouvertes, d'un terrain quaternaire d'environ 35 m où s'écoule la nappe d'Alsace (d'environ 30 m d'épaisseur).



Note : Le cercle vert désigne la « zone rocheuse isolante » (ZRI), à savoir le complexe de barrières dans le champ proche

**Fig. 10. Aperçu schématique du concept de sûreté du site de StocaMine consistant en un « système multi-barrières » (extrait d'ERCOSPLAN, 2013).**

Toutefois, ce complexe de barrières externes est imparfait en raison de la présence des anciens puits d'accès dont les scellements ne sont potentiellement pas étanches, les mines Amélie et Marie-Louise étant alors soumises à un processus d'envoyage.

Ainsi, un complexe de barrières internes doit garantir un confinement efficace des déchets à long terme.

L'isolement des déchets résulte principalement de la mise en place de ce « complexe de barrières internes » (dans le champ proche). La « zone rocheuse isolante » (ZRI) fait partie intégrante du système qui, avec les scellements techniques (structures d'étanchéité des chambres, barrages, remblayage...), garantit le confinement des déchets (Cf. 0).

Le complexe de barrières internes comprend les éléments suivants :

- Les barrières géologiques à proximité du site de stockage, qui est situé à environ 550 m de profondeur. Ces barrières incluent l'épaisseur de sel de 23 à 25 m comprise entre le stockage et la zone exploitée sus-jacente (couche inférieure de potasse), les piliers de soutènement à proximité des puits Joseph et Else, ainsi que les zones salines intermédiaire et supérieure) ;
- Les barrières géotechniques, qui consistent en des mesures techniques destinées à garantir le scellement des anciens puits et des galeries d'accès qui recoupent les barrières géologiques du champ proche.

A titre préliminaire, il convient de noter que le concept de stockage pour une durée illimitée de déchets dangereux dans les formations salines diffère d'un stockage dans d'autres type de roches

encaissantes (par exemple, l'argile) sur un point essentiel : le sel gemme à l'état non perturbé est considéré comme imperméable. Ce point justifie le concept de confinement sûr de déchets stockés dans le sel.

Toutefois, l'épaisseur de barrière requise (autrement dit le dimensionnement de la zone rocheuse isolante (ZRI)) doit être précisée. Cela ne peut être réalisé qu'à partir des connaissances acquises par l'expérience. Ainsi, les trois principaux mécanismes qui peuvent provoquer la perte potentielle de l'intégrité des barrières salines sont les suivants :

- L'endommagement mécanique lié au dépassement de la limite de dilatance. Ce processus est essentiellement actif dans l'EDZ dont l'extension est restreinte.
- Une redistribution des contraintes induite par la convergence via des mécanismes (thermo)mécaniques. Ces processus dépendent de la taille et de la profondeur des excavations souterraines, et peuvent concerner quelques mètres à plusieurs dizaines de mètres.
- La création de chemins hydrauliques le long des discontinuités de la roche, à l'échelle microscopique et macroscopique (joints de grain, plans de stratification), pour une pression de fluide supérieure à la contrainte principale minimale. Ce phénomène dépend essentiellement de la perméabilité de la roche, qui est fonction des phénomènes de surpression.

Ainsi, l'évaluation de l'intégrité d'un stockage dans des formations salines doit être axée sur :

- la définition appropriée de l'épaisseur requise pour la barrière géologique naturelle, (dénommée zone rocheuse encaissante, ou ZRI), afin de garantir un confinement sûr à long terme ;
- l'efficacité des barrières géotechniques afin de garantir le scellement des puits et galeries qui pénètrent dans la ZRI, en tenant compte de l'existence de l'EDZ.

Ces deux aspects essentiels sont traités séparément dans les paragraphes ci-après.

## **3.2. BARRIERE GEOLOGIQUE**

### **3.2.1. Approche en matière d'investigations**

Concernant le scellement<sup>14</sup> du site de stockage des déchets, les barrières géologiques constituent un élément décisif de la sûreté du confinement à long terme. Leur intégrité<sup>15</sup> doit rester intacte sur toute la période considérée par l'évaluation de la sûreté du confinement.

- Le sel à l'état non perturbé est considéré comme « étanche ».
  - Les raisons qui expliquent cette propriété unique de la roche et la démonstration de la validité de cette hypothèse, dans le cas général et de manière plus

<sup>14</sup> Le terme de scellement ("sealing" en anglais) et le terme de cicatrisation ("healing" en anglais) sont définis de la façon suivante : le scellement consiste en une isolation efficace d'un point de vue hydraulique (perméabilités très faibles). La cicatrisation est le scellement avec une perte de mémoire de l'état pré-cicatrisation, c'est-à-dire qu'une fracture cicatrisée n'est pas l'endroit préférentiel pour la création de nouvelles fissures.

<sup>15</sup> Le terme « intégrité » désigne le maintien des capacités de confinement de la zone rocheuse isolante sur un site de stockage.

spécifique dans le cas de StocaMine sont exposées dans les paragraphes suivants :

- Section 3.2.2 : Comportement hydromécanique du sel – Synthèse ;
  - Section 3.2.3 : Barrière géologique de StocaMine ;
  - Section 3.2.4 : Epaisseur minimale des barrières salines – Analogues.
- On sait que lors de la création et de l'exploitation d'excavations souterraines dans le sel, l'endommagement local des roches encaissantes est inévitable. Toutefois, il est nécessaire de garantir l'absence d'endommagement susceptible de créer des cheminements généralisés à travers les barrières salines environnantes. En d'autres termes, il faut démontrer l'intégrité de la « zone rocheuse isolante » (ZRI), quelques soient les conditions de charge (à court et long terme) :

- A court terme, pendant l'exploitation du centre de stockage.

L'épaisseur de la barrière saline sus-jacente à la zone de stockage étant limitée à environ 25 m, l'évaluation de l'endommagement du toit et, par conséquent, du risque d'une éventuelle infiltration de saumure à travers le sel endommagé, revêt un aspect critique.

Cette évaluation doit inclure la prise en compte des conséquences possibles d'endommagements additionnels causés par l'incendie survenu dans le bloc 15 en 2002.

Ce point est abordé dans les paragraphes suivants :

- Section 3.2.5 : Perméabilité du sel in-situ à l'état perturbé et non perturbé ;
- Section 3.2.6 : Evaluation de l'état transitoire - Modélisation numérique ;
- Section 3.2.7 : Conséquences de l'endommagement induit par l'incident du bloc 15.

*Il convient de souligner que l'analyse de la stabilité du toit à court terme, essentielle lors de l'exploitation du centre de stockage, par exemple pour récupérer (partiellement ou totalement) les déchets, n'est pas l'objet des travaux présentés dans ce rapport.*

- A long terme, pendant la période post-fermeture.

Il s'agit notamment d'évaluer les effets sur le long terme de la présence des deux couches de potasse exploitées sus-jacentes au stockage, et l'évolution de la stabilité globale du système de portance par chambres et piliers de la zone de stockage. Ce point est abordé dans les paragraphes suivants :

- Section 3.2.8 : Evaluation de la stabilité à long terme du système de piliers ;
- Voir aussi : Section 3.2.4 : Epaisseur minimale des barrières salines – Analogues.

### 3.2.2. Comportement hydromécanique du sel - Synthèse

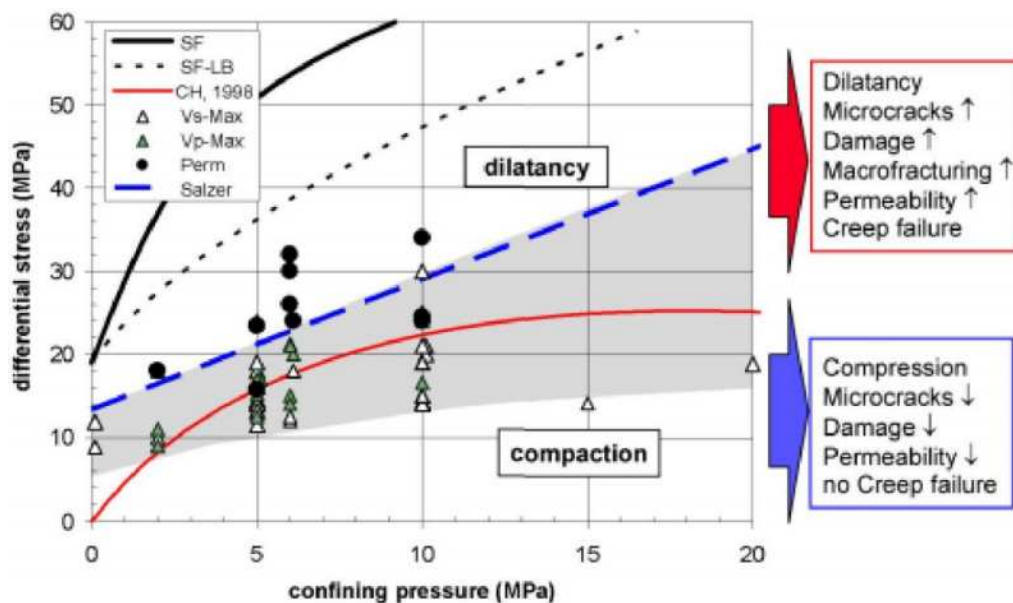
Pour concevoir des structures souterraines dans les formations salines et étudier leur sureté (notamment en ce qui concerne le stockage à long terme des déchets dangereux), il est primordial

de connaître les propriétés du sel gemme vis-à-vis de la migration de fluide, en lien avec son comportement mécanique, et en tenant compte de ses caractéristiques lithologiques spécifiques.

L'intégrité de la barrière géologique nécessite un comportement suffisamment étanche à l'eau et au gaz, qui doit être maintenu lors de la construction et l'exploitation du centre de stockage, et après sa fermeture.

Ainsi, l'endommagement et l'auto-cicatrisation ultérieure sont des processus parallèles qui doivent être bien compris si on souhaite modéliser le comportement de la roche dans le champ proche et son évolution à long terme (par exemple, le rétablissement de l'intégrité hydraulique).

L'intégrité d'une formation de sel gemme dépend du champ de contrainte appliqué, comme l'illustre la Fig. 11.



**Fig. 11.** « Concept de dilatance » – Compréhension actuelle du comportement de l'EDZ dans le sel gemme en fonction de l'état de contrainte (modifiée d'après Nunsche et Schulze, 2002).

Sur ce graphique, la contrainte normale est indiquée en abscisse et la contrainte déviatorique en ordonnée. Sous le seuil de rupture (limite de résistance à la rupture à long terme), la limite de dilatance divise les états de contrainte en deux domaines : compaction et dilatance. Dans le domaine de la compaction (ou domaine non dilatant), le sel gemme ductile se déforme sans que des fissures n'apparaissent ou ne se développent. La limite de dilatance correspond à la transition d'une déformation ductile (sans augmentation de volume  $\Delta V = 0$ ) vers une déformation dilatante ( $\Delta V > 0$ ), associée à une augmentation de la perméabilité.

Cette figure indique également les changements importants de propriétés associées à la dilatance. Le domaine dilatant se caractérise par des microfissures, qui accentuent l'endommagement. En conséquence, la perméabilité et la probabilité de rupture par fluage augmentent. L'humidité atmosphérique de la mine ou la saumure présente sous forme d'inclusions dans le sel peuvent alors migrer au travers du sel dilaté, ce qui peut provoquer une augmentation de la ductilité associée à l'humidité (Urai et Spiers, 2007). Dans le domaine non dilatant, le sel gemme est « compressible » : les microfissures sont compactées, fermées, voire cicatrisées, et il n'y a pas d'apparition de nouvelles microfissures. En conséquence, la perméabilité diminue et aucune rupture ne se produit, même lors d'une déformation à long terme.

Si on considère ce comportement qui dépend de l'état de contrainte, les processus et les propriétés du sel relatives à son intégrité hydromécanique doivent être traités suivant les états suivants (d'après Popp et al., 2012) :

- (1) **Etat initial** (état naturel) : la porosité du sel gemme à l'état non perturbé est très faible ; C'est pourquoi il est considéré comme étanche aux fluides, comme plusieurs auteurs le soulignent.

*Raisons physiques du caractère étanche du sel gemme*

- a. Ce sédiment polycristallin flue en réaction aux contraintes qui agissent lentement (comportement viscoplastique), sans développer de système de fractures (ou joints), comme c'est le cas dans les roches dures cristallines. Ainsi, la masse rocheuse non perturbée se caractérise par un état de contrainte quasi-isotrope. Si on se réfère au concept de MOHR, les contraintes de cisaillement sont quasi-nulles même au niveau des joints de grains les plus faibles, et les contraintes normales sont égales aux contraintes minimales. Dans de telles conditions, aucun espace poreux interconnecté n'existe dans la masse rocheuse.
- b. La teneur en eau du sel gemme est minimale. Le transport de masse se fait uniquement par diffusion à l'état solide le long des joints de grains, et non par advection. Ainsi, le transport de masse dans le sel gemme est nettement plus lent (plusieurs ordres de grandeur), que, par exemple, le transport par diffusion via les pores saturés dans l'argile (Cf. GRS, 2008).

Compte tenu de la diagénèse du sel primaire (Cf. Warren, 2006), la porosité finale est extrêmement faible. De plus, les effets capillaires peuvent entraver le transport du fluide. Les résultats expérimentaux montrent, pour ce type de matériau, que les pressions de gaz nécessaires à évaluer la perméabilité sont supérieures à la contrainte minimale (Cf. Davies, 1991). Ainsi, le sel gemme non perturbé est étanche à l'eau et au gaz. En outre, diverses mesures de perméabilité révèlent que les pressions des fluides interstitiels de la masse saline sont de l'ordre de la pression lithostatique (Cf. Beauheim et Roberts, 2002).

Enfin, les observations montrent que les inclusions fluides restent fixés dans le sel pendant au moins 250 millions d'années, ce qui peut servir d'analogie naturel d'étanchéité (Cf. Siemann, 2007).

- (2) **Etat transitoire** (phase opérationnelle ou post-fermeture) : perte d'intégrité.

*Raisons possibles d'une perte d'intégrité.*

Sur la base des expériences actuelles, la perte éventuelle d'intégrité des barrières salines résulte principalement des trois mécanismes suivants :

- L'endommagement mécanique lié au dépassement de la limite de dilatance. Ce processus est essentiellement actif dans l'EDZ ; son extension est restreinte dans le champ proche (quelques dm jusqu'à plusieurs mètres) ;
- Une redistribution des contraintes induite par la convergence via des mécanismes (thermo)mécaniques. Ces processus dépendent de la taille des excavations souterraines ;

⇒ **Phénomène évalué à l'aide du critère de dilatance**



- *La création de chemins hydrauliques le long des discontinuités du sel gemme, à l'échelle microscopique et macroscopique (joints de grain, plans de stratification), pour une pression de fluide supérieure à la contrainte principale minimale.*

⇒ **Phénomène évalué à l'aide du critère de contrainte minimale**

- (3) **Etat dilatant (Situation propre au site)** : lors de la construction des ouvrages souterrains (puits, galeries) dans la formation de sel gemme, la redistribution des contraintes à proximité des ouvrages va initier un endommagement local affectant l'intégrité mécanique et hydraulique de la roche encaissante.

La création d'une zone perturbée et le développement de chemins hydrauliques potentiels sont liés aux changements des propriétés de la roche dépendantes de la contrainte (début de la dilatance). Les acronymes EDZ (« Excavation Disturbed Zone », ou zone endommagée au pourtour de l'excavation) ou DRZ (« Disturbed Rock Zone », zone rocheuse perturbée) sont utilisés dans la littérature pour désigner cette zone, où les propriétés de la roche ne sont plus celles de la roche intacte. Ce phénomène a été démontré par des mesures de perméabilité sur le terrain et en laboratoire. Selon l'importance de l'augmentation de perméabilité, la circulation de fluide via l'EDZ en périphérie des scellements peut être potentiellement importante.

- (4) **Rétablissement de l'intégrité hydraulique à long terme** : il convient de souligner que le sel gemme encaissant se caractérise par sa capacité d'auto-cicatrisation, voire de scellement. Une fois le site de stockage fermé, l'état de contrainte changera (probablement en raison du fluage favorisé par les fluides), en rétablissant les performances initiales d'étanchéité aux fluides du sel.

Plus précisément, dans des conditions de déformations très lentes, comme c'est le cas lors du rétablissement des contraintes, les mécanismes de déformation micro-structurale sont prépondérants. Outre le fluage-dislocation dans le réseau cristallin, et si de faibles quantités de saumure sont présentes (Cf. *Urai et Spiers, 2007*), la pression-dissolution (ou dissolution sous contrainte) et la recristallisation dynamique au niveau des joints de grains jouent un rôle essentiel. Associés à ces mécanismes, les processus de migration des joints de grains guidée par l'énergie de surface, et de cicatrisation des fissures ont lieu. Lors de la diagénèse du sel, cela entraîne le piégeage des fluides au niveau des joints de grains ou l'enrichissement en fluide dans les pores intra-cristallins.

Les différents aspects du comportement hydromécanique du sel sont ainsi essentiels pour évoquer les différentes phases du site de StocaMine, à savoir la construction, l'exploitation et la post-fermeture. Ils seront traités en prenant en compte les connaissances générales et le contexte local dans les paragraphes suivants.

### 3.2.3. Barrière géologique de StocaMine

Les coupes géologiques présentées en Fig. 12 montrent que le bassin de Mulhouse comprend trois zones salines datant de l'ère Tertiaire (Sannoisien). Chaque zone inclut une ou deux séries salines stratifiées, constituées de couches de sel et de marne-anhydrite insoluble. Les deux couches contenant de la potasse (sylvite, KCl) et exploitées par MDPa se situent dans la série saline IV de la Couche Saline Supérieure :

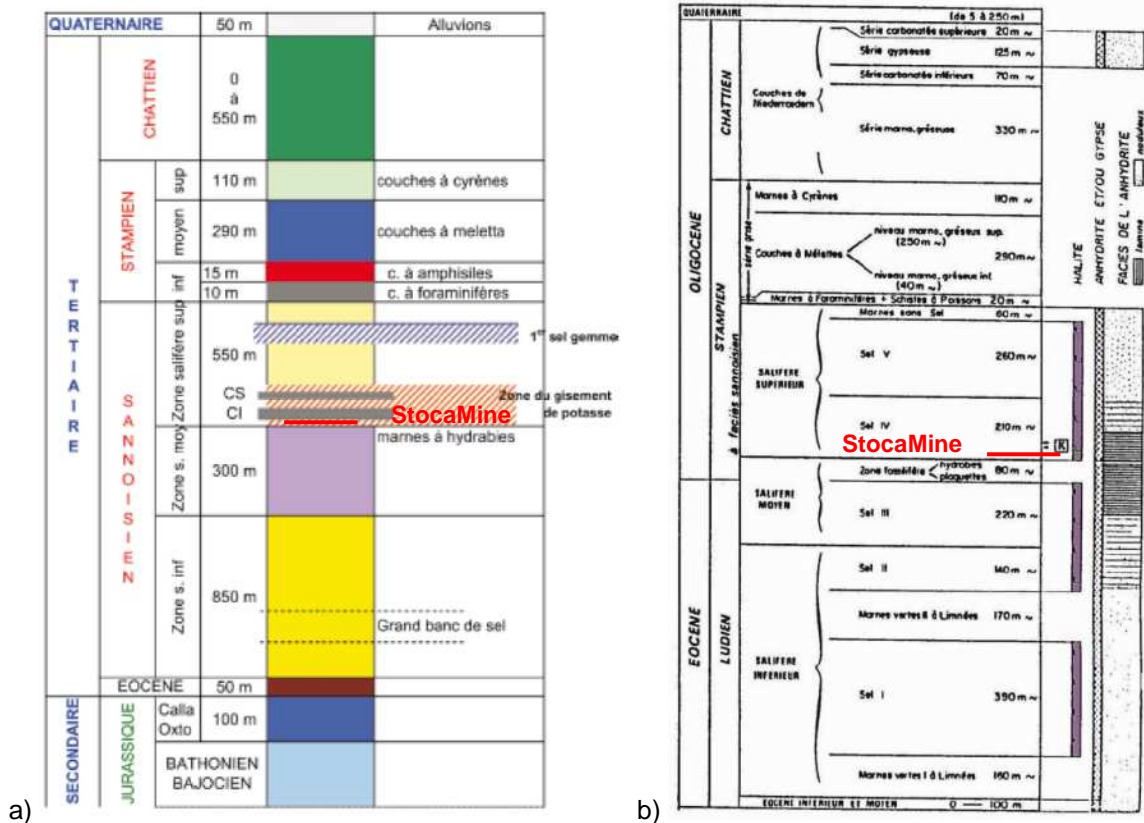
- la Couche Inférieure (CI), d'environ 4 m d'épaisseur,
- la Couche Supérieure (CS), d'environ 1,5 m d'épaisseur.

Elles ont été exploitées durant environ une centaine d'années (1910-2002) via principalement la méthode des longues tailles foudroyées. La profondeur des galeries varie, en fonction des secteurs, entre 500 m et plus de 1 000 m.

Concernant la situation tectonique globale, et les éventuels accidents géologiques susceptibles de provoquer un ennoyage brutal (infiltration d'eau désastreuse lors de l'exploitation minière), l'INERIS (2010a) a établi qu'aucune faille n'affecte le secteur où se situe la zone de stockage.

D'autre part, il convient de souligner que l'exploitation par longues tailles foudroyées en Alsace a provoqué un affaissement au niveau du sol pouvant atteindre environ 6 m. Malgré cet affaissement, aucune communication hydraulique n'a été observée avec l'aquifère alsacien en dehors des puits d'accès : plusieurs couches géologiques imperméables garantissent l'étanchéité du terrain qui recouvre la mine.

Les principales voies de communication hydraulique entre les aquifères et la zone de stockage sont les puits d'accès, dont l'étanchéité totale ne saurait être garantie à long terme.



**Fig. 12. Contexte géologique. a) Stratigraphie générale du bassin de Mulhouse b) Coupe géologique détaillée au droit de StocaMine**

La zone de stockage du site de StocaMine se situe à environ 550 m de profondeur, soit 23 à 25 m sous le niveau des zones exploitées. Elle est accessible à partir des puits Joseph et d'Else, qui sont les seuls puits qui ne sont pas encore comblés.

Le toit du sel gemme au droit du site de StocaMine est situé à 300 m de profondeur. Le pendage des formations est de 6 à 8°N-NO. Les roches de recouvrement sur le secteur Amélie incluent des formations stampiennes et chattiennes : marnes, anhydrites, gypse et grès. Ces formations sont recouvertes par un terrain quaternaire d'environ 35 m au sein duquel se trouve la nappe d'Alsace (d'environ 30 m d'épaisseur). Le niveau du sol se situe à environ 270 m NGF.



Comme l'illustre la Fig. 12, les barrières géologiques situées dans l'environnement immédiat de la zone de stockage incluent la couche de sel-gemme de 23 à 25 m comprise entre le stockage et la zone exploitée sus-jacente (CI - couche inférieure de potasse), les piliers de soutènement à proximité des puits Joseph et Else, ainsi que les zones salines intermédiaire et supérieure adjacentes.

Les terrains situés au toit du stockage sont formés de sel gemme massif interstratifié avec des anhydrites marneuses laminées ou des couches de marne qui correspondent à la partie inférieure de la Zone Saline Supérieure. Il a été démontré que cette particularité géologique joue un rôle important dans la vitesse du processus de fluage.

L'épaisseur représentative de cette formation située au-dessus de la zone de stockage, est d'environ 25 m. Ces terrains séparent la Couche Inférieure de potasse exploitée dans la mine d'Amélie (« CI ») des blocs et galeries de stockage.

### 3.2.4. Epaisseur minimale des barrières salines – Analogues

Pour le sel gemme (non perturbé par les activités minières), de nombreux exemples, qui constituent des analogues naturels et techniques, démontrent l'étanchéité de la roche et le confinement de gaz sur des périodes géologiques (Cf. section 3.2.2). Le principal enjeu pour la réalisation d'un stockage définitif de déchets dangereux dans le sel est de préserver cette propriété fondamentale en toute circonstance, en prenant en compte la convergence suivie d'une redistribution des contraintes et d'un endommagement local.

On connaît plusieurs exemples qui, par le passé, ont conduit à l'envoyage de mines en raison d'une épaisseur de barrière insuffisante pour résister aux pressions hydromécaniques (*Herbert et Schwandt, 2007*). Toutefois, il convient d'en analyser au cas par cas<sup>16</sup> les raisons. Il peut s'agir par exemple d'une infiltration d'eau liée à l'hétérogénéité des terrains de recouvrement, ou à des défaillances techniques (comme le sous-dimensionnement du système de piliers porteurs).

Dans le cadre du VSG<sup>17</sup>, l'IfG (2010) a émis des recommandations concernant l'évaluation préliminaire du dimensionnement souterrain, sur la base d'une définition scientifique de l'épaisseur de barrière de sel nécessaire, à partir des observations faites dans l'ancienne mine de potasse de Merkers<sup>18</sup>.

Sur le site de la mine de sel de Merkers, une situation géomécanique unique permet en effet d'évaluer les processus suivants:

- (1) **L'impact à long terme d'une pression de fluide élevée** ( $P_{CO_2} = 7$  à 7,5 MPa) sur une barrière de sel de faible épaisseur (environ 30 m), affectée par les effets d'une exploitation

<sup>16</sup> En l'occurrence, la perte d'intégrité de la barrière saline de la mine de sel de Asse est souvent utilisée comme exemple de défaillance désastreuse, contredisant le concept de stockage de déchets dans les mines de sel. Toutefois, il convient de noter que cette mine a initialement été construite et conçue comme une structure d'exploitation de mines de sel et de potasse. En conséquence de l'activité minière passée, l'épaisseur saline restante (de quelques mètres seulement) séparant les murs supérieurs des strates aquifères n'a manifestement pas suffi pour éviter l'infiltration d'eau, ce qui n'est pas le cas sur le site de StocaMine (plusieurs centaines de mètres entre l'exploitation et les formations aquifères)

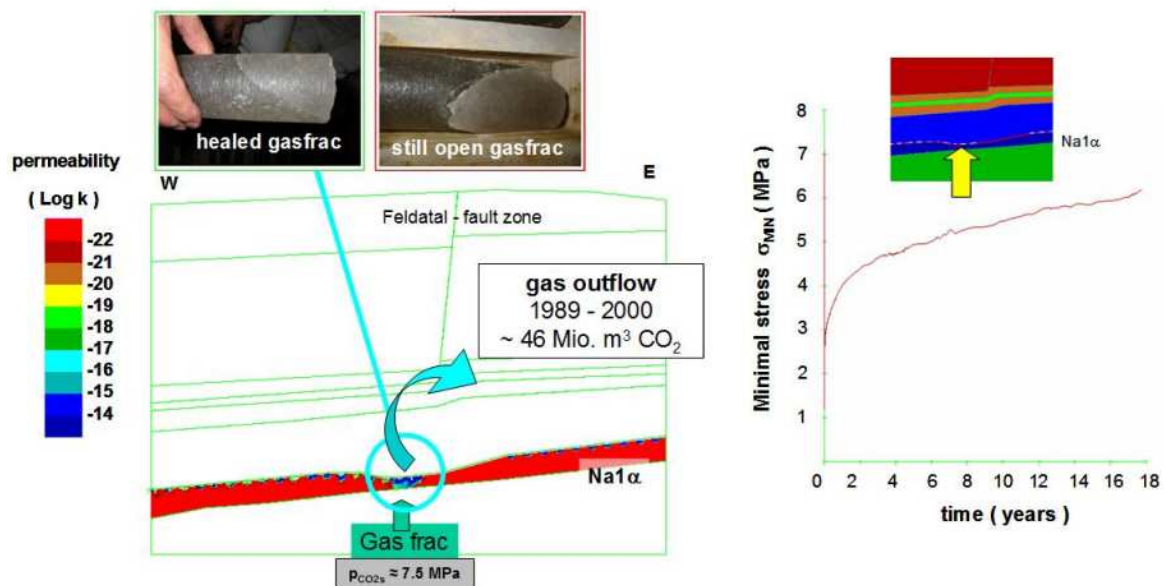
<sup>17</sup> VSG : « Vorläufige Sicherheitsanalyse Gorleben », analyse préliminaire de sûreté de Gorleben.

<sup>18</sup> Ces exemples à grande échelle (dénommés analogues techniques) constituent, au même titre que les analogues naturels, un outil important d'évaluation du comportement ultérieur des structures et des formations géologiques. Contrairement aux essais classiques sur le terrain, ils permettent d'évaluer les phénomènes temporaires à grande échelle et à très long terme (Cf. *Wolf et Noseck, 2015*)

minière à grand échelle par chambres et piliers. La modélisation numérique (Minkley, 2004) a démontré, en tenant compte (1) de la dilatance et (2) du critère de contrainte minimale, que, malgré la pression élevée, la barrière de sel ne se rompt pas, c'est-à-dire qu'elle reste intacte sous l'action de la pression de fluide.

- (2) **Le rétablissement de l'intégrité hydraulique** de cette barrière de seulement 30 m d'épaisseur. Ce phénomène a pu être étudié car, en lien avec le séisme de Völkershausen (qui s'est produit le 13/03/1989), une fracturation induite par ce séisme et par la pression de fluide (pression de CO<sub>2</sub>) s'est produite, provoquant ainsi une perte d'intégrité.

Un secteur minier entier a été détruit lors de cette secousse, ce qui a engendré une décharge significative de la barrière de sel sous-jacente (couche inférieure de sel gemme de la Werra) (Cf. Fig. 13). Du fait de la réduction de la contrainte principale minimale à quelques MPa, le critère de contrainte minimale n'a pas été respecté (i.e. la pression interne de fluide a dépassé contrainte minimale). Cela a provoqué une fuite de gaz (par fracturation gazeuse associée à une décharge importante de CO<sub>2</sub>) et constitue clairement une perte d'intégrité de la barrière (Minkley, 2004).



- a) Perméabilité de la couche inférieure de sel gemme (Werra Na1α) quelques secondes après la secousse.  
Photographie d'échantillons provenant d'un sondage de 250 m de long foré dans l'ancienne zone de fracturation gazeuse
- b) Rétablissement progressif de l'intégrité caractérisée par l'augmentation de la contrainte principale minimale  $\sigma_{min}$

**Fig. 13. Rétablissement de l'intégrité de la barrière géologique après séisme (mine de Merkers).**

Or, immédiatement après le rééquilibrage du système, un rétablissement progressif de la contrainte minimale a été observé, créant ainsi une phase de cicatrisation de la barrière de sel (phénomène illustré par la photographie de gauche sur la Fig. 13, où l'on observe une fracture cicatrisée). Ainsi le rétablissement progressif de la contrainte minimale (Cf. partie droite de la Fig. 13), a entraîné un rétablissement (au moins partiel) de l'intégrité de la barrière de sel, sur une période de quelques années. La validité des simulations numériques réalisées a été démontrée d'une part par les observations concernant le rétablissement de l'étanchéité du sel (aucune

émission de CO<sub>2</sub> après un an), et d'autre part en mesurant l'augmentation des valeurs de contrainte dans les barrières de sel anciennement déchargées (Cf. Popp et al., 2007).

**En résumé, l'analogie technique de Merkers démontre quantitativement :**

- (1) que, même avec une épaisseur de 30 m seulement de sel gemme, aucune percée de gaz ne s'est produite dans les excavations minières, malgré une pression gazeuse de CO<sub>2</sub> d'environ 7 MPa (de l'ordre de la pression hydrostatique). **Ainsi, cette valeur de 30 m correspond à une épaisseur de sel qui peut être considérée comme valeur minimale.**

**L'épaisseur de la barrière de sel surmontant la zone de stockage de StocaMine est légèrement moins importante (23 à 25 m), mais elle est qualitativement du même ordre que "l'épaisseur minimale" confirmée.** Il convient de noter que les ouvrages miniers creusés au niveau du site de StocaMine sont bien plus petits que ceux d'une exploitation minière conventionnelle, comme nous l'avons discuté au chapitre 3.2.8 concernant la stabilité des piliers. Il s'en suit que les effets de surcontrainte sur la barrière de sel seront nettement moindres que dans le cas de l'analogie de Merkers. **Aussi, à titre de première approche, on peut estimer que la barrière de sel sera efficace sur le plan hydromécanique.**

Néanmoins, l'intégrité spécifique de la barrière de sel du site devra être démontrée par une modélisation numérique de la situation spécifique du site (chapitre 3.2.6), confortée par des mesures de perméabilité (chapitre 3.2.5).

- (2) Le sel gemme a la capacité de rétablir son étanchéité, même après une percée de fluide, car un rétablissement progressif de l'état de contrainte minimale va se produire. **Cela constitue une preuve d'une cicatrisation du sel à grande échelle** (Cf. chapitre 3.4).

### 3.2.5. Perméabilité du sel in situ à l'état perturbé et non perturbé

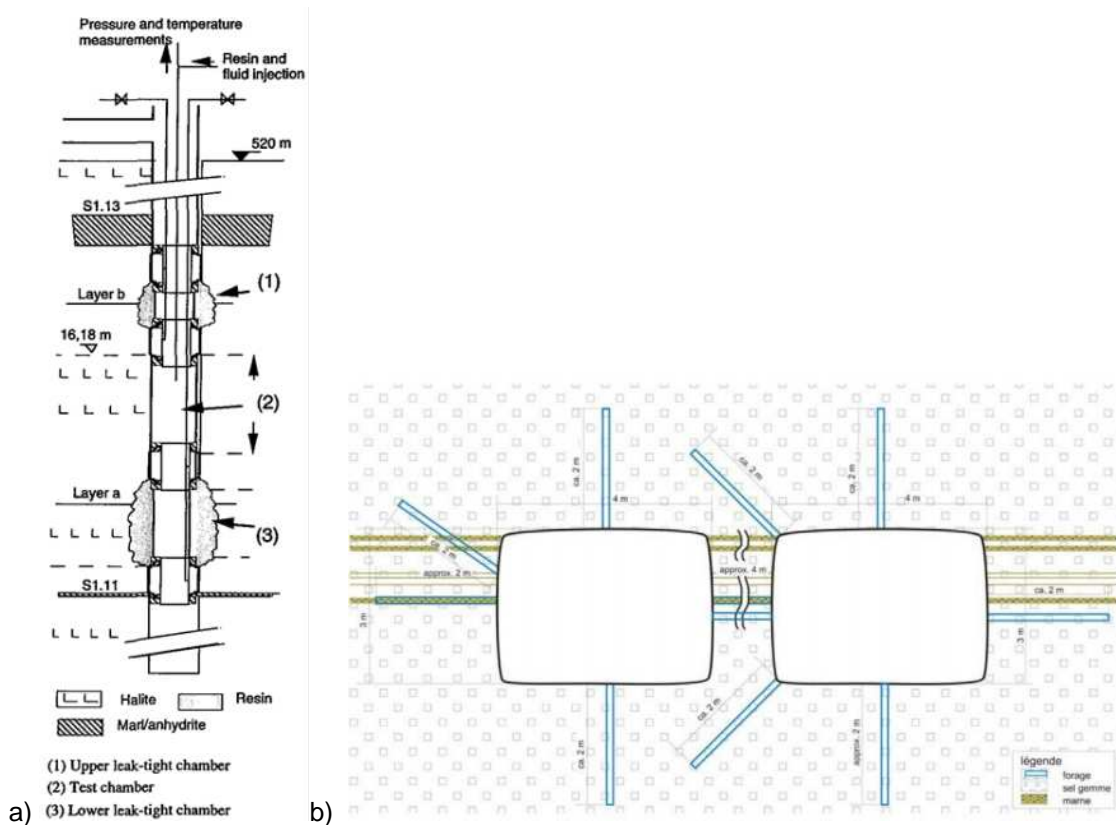
Bien qu'il soit admis que le sel gemme à l'état non perturbé est étanche au fluide, cette propriété unique doit être démontrée par le biais de mesures in situ propres au site. Un essai sur le terrain a été réalisé dans la mine Amélie (MPDA) dans le cadre d'un doctorat (Cosenza, 1996), dans des conditions comparables à celles du site de StocaMine. Ces investigations ont été complétées par des essais triaxiaux en laboratoire et des essais d'injection de fluides sur des échantillons provenant du même site.

Le dispositif expérimental mis en place est illustré sur la Fig. 14. Il permet la réalisation d'essai d'injection de gaz et de saumure dans la roche, à distance des ouvrages souterrains, afin de mesurer la perméabilité du sel gemme intact. La couche de sel sélectionnée fait environ 1 m d'épaisseur et se situe à 16 m du mur de la galerie. La perméabilité a été mesurée via une injection d'azote et de saumure saturée.

Les résultats publiés par Cosenza et al. (1999) ont révélé que l'écoulement de fluides dans le sel est en fait un écoulement multiphasique de liquides non miscibles (saumure et gaz), la capillarité entravant efficacement l'écoulement, en plus de la faible porosité de la roche et de la faible perméabilité qui en résulte. Toutefois, les mesures réalisées avec la saumure ont été interprétées de façon satisfaisante avec un modèle reposant sur la loi de Darcy. Une perméabilité intrinsèque de  $2 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$  et une pression interstitielle initiale de 1 MPa ont ainsi été estimées. L'interprétation du débit de gaz mesuré montre que : (a) après la percolation de la saumure, l'effet de la pression capillaire est significatif et que (b) la migration du gaz dans le sel n'est pas contrôlée la loi de Darcy; l'effet Knudsen (effet de la microstructure sur la nature du transport en phase gazeuse) et la saturation partielle peuvent jouer un rôle important.

Ces résultats spécifiques au site de StocaMine d'un sel globalement étanche avec un écoulement biphasique correspondent plutôt bien aux observations faites par d'autres auteurs sur des

gisements de sel stratifiés, par exemple sur le site de WIPP aux Etats-Unis (*Beauheim et Roberts, 2002*), le site de Bernbourg (*Popp et al., 2007*) et la mine de sel de Merkers (*Popp et al., 2015*).



**Fig. 14. a) Configuration du sondage réalisé par Cosenza et al. (1999) ; b) Position et orientation des forages sur les sites StocaMine explorés par IBEWA (2013a, b).**

Cependant, on sait que des chemins hydrauliques peuvent éventuellement être générés du fait de la présence de l'EDZ, en raison des modifications des propriétés dépendantes de l'état de contrainte.

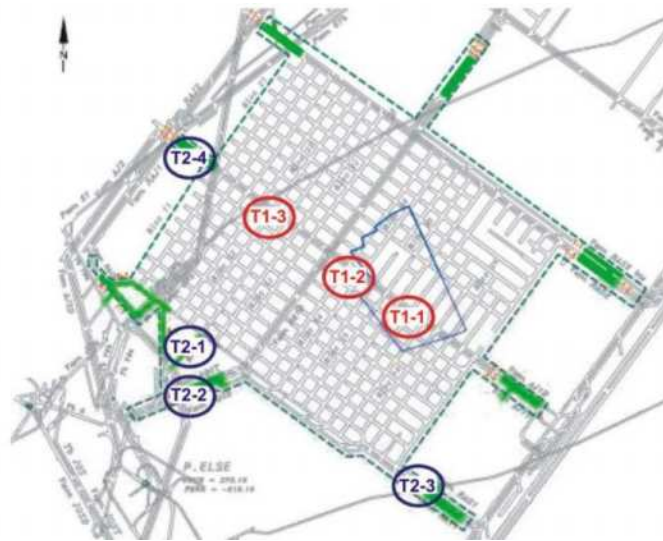
Cela a été démontré par des mesures de perméabilité lors d'essais de terrain réalisés sur différents sites depuis les années 80 (Cf. *Rothfuchs et al., 2005*). Il a été confirmé que l'étendue de l'EDZ est typiquement de l'ordre de quelques décimètres à 1 mètre, voire 2 mètres, mais que cela dépend fortement de la géométrie des vides et de l'état de contrainte. Les mesures de perméabilité effectuées à une profondeur de 800 m dans la mine de sel de Asse montrent que la section transversale classique d'une galerie (avec un mur plat et un toit en forme de dôme) conduit à une extension plus grande de l'EDZ au niveau du mur que latéralement et au niveau du toit, ce qui coïncide avec l'état de contrainte autour de la galerie (Cf. *Wieczorek et Schwarzieneck, 2004*).

La société allemande IBEWA Consulting a réalisé des séries de mesures de la perméabilité du sel entourant les galeries du stockage, afin de quantifier l'étendue de la zone qui pourrait être affectée par des écoulements hydrauliques. Les essais ont consisté en des injections de gaz (air sec) dans des forages réalisés à partir de la paroi des galeries (*IBEWA, 2013a, b*).

La Fig. 15 indique les sites choisis par IBEWA pour réaliser la campagne de mesure. Ils se trouvent le long des galeries d'accès au stockage, au niveau des zones où plusieurs barrages de

scellement doivent être mis en place, donc pour lesquelles l'évolution de la perméabilité du sel est cruciale pour garantir l'efficacité du système de confinement adopté.

Par ailleurs, plusieurs configurations spécifiques de packers ont été appliquées dans les forages afin d'obtenir la variation de perméabilité en fonction de la distance à la galerie, avec des mesures plus rapprochées à proximité de la galerie (zone endommagée par l'excavation). Plusieurs forages ont été réalisés dans le mur, le toit et les piliers (Cf. Fig. 14) pour déterminer la répartition spatiale du champ de perméabilité en périphérie des galeries sur les différents sites. La zone en bleu correspond à un stot au toit du stockage. T1-x et T2-x désignent des campagnes de mesure différentes.



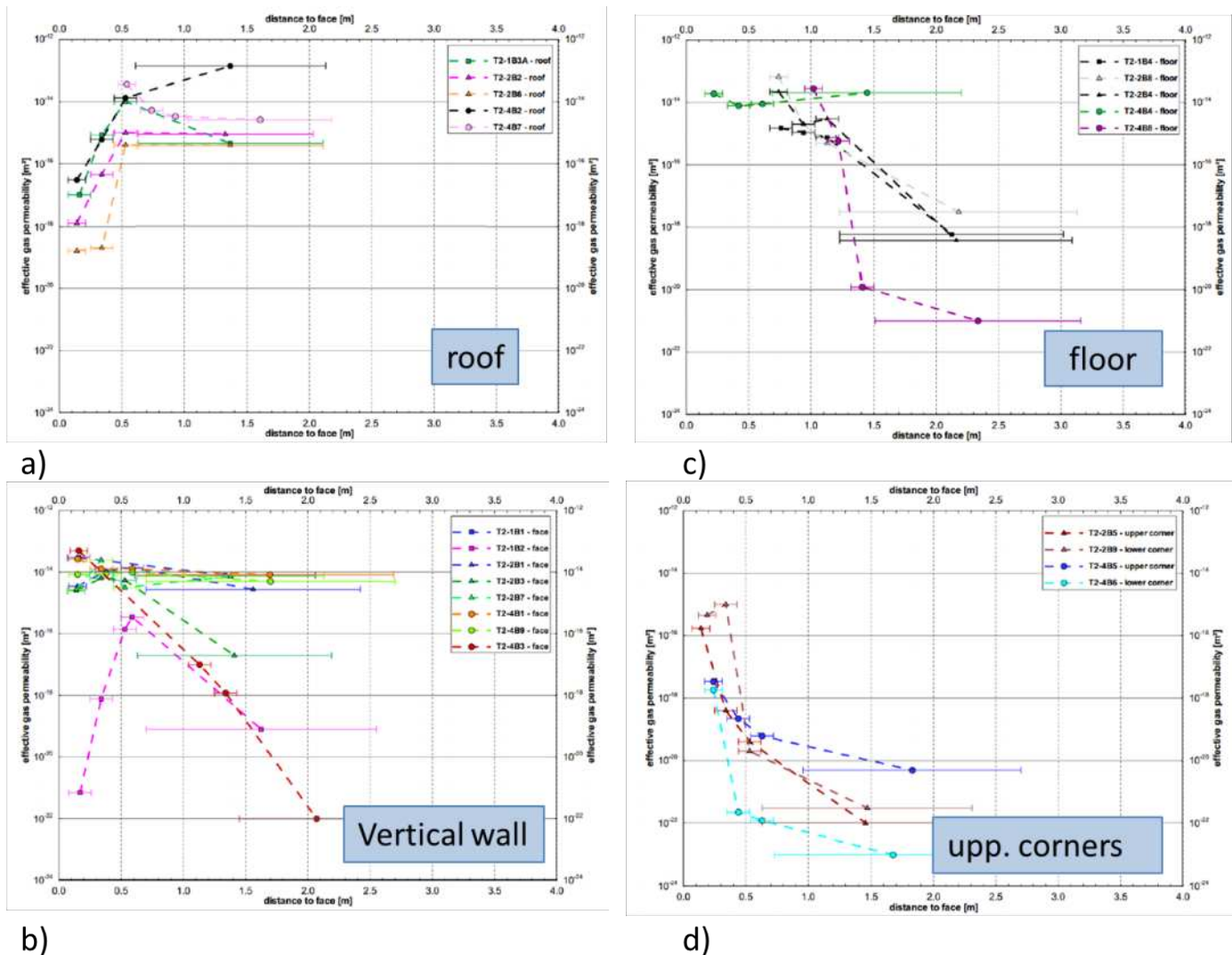
**Fig. 15. Sites de mesures de la perméabilité (extrait d'IBEWA, 2013a)**

Deux types d'essai n'utilisant que le gaz comme fluide d'injection ont été réalisés ; ils ont été dimensionnés à l'aide d'un modèle numérique simulant l'écoulement du fluide dans la paroi rocheuse :

- Un essai par impulsion : essai non stationnaire.
- Un essai à vitesse/pression constante : essai stationnaire.

La variation de la perméabilité en fonction de la distance à la paroi de la galerie est illustrée sur les différents graphiques de la Fig. 16. Ces graphiques représentent l'ensemble des mesures de perméabilité effectuées pour les forages réalisés dans le toit, les piliers, le mur et les coins des galeries d'accès.





**Fig. 16. Profils de perméabilité en fonction de la distance à la paroi des galeries pour les forages dans différentes directions à travers la zone de piliers – Cas des galeries doubles (modifiée d’après IBEWA, 2013a).**

Malgré la dispersion des données observée, il est possible de tirer les conclusions suivantes suite à la réalisation des essais de perméabilité in situ :

- Les roches testées (sel gemme et marne/argile) présentent une perméabilité faible par rapport à d’autres roches non salines. Cependant, à proximité de la paroi, la perméabilité peut augmenter, en fonction des paramètres suivants :
  - l’état du site minier (géométrie des excavations), qui provoque des irrégularités du contour générées par les variations du champ de contrainte ;
  - l’hétérogénéité de la roche, liée au contexte géologique, du fait de la présence de bancs de marne ;
  - les conditions de mesure proprement dites (par exemple, le type d’essai, stationnaire ou par impulsion, le fluide d’essai, la longueur des intervalles de mesure le long de l’axe des sondages, l’humidité).

- De façon générale, le niveau de perméabilité dépend de la distance à la paroi en raison des effets de décharge et de perturbations mécaniques (dilatance), qui caractérise l'EDZ :
  - Sur le premier mètre du contour, la perméabilité est supérieure à  $10^{-16} \text{ m}^2$  pour la plupart des essais effectués. Toutefois, certains points de mesure montrent des perméabilités inférieures, qui peuvent correspondre à des parties salines plus ou moins intactes.
  - A une distance supérieure à 1 mètre, l'ensemble des mesures de perméabilités indique des valeurs inférieures à  $10^{-16} \text{ m}^2$ .
  - A une distance supérieure à 3,5 mètres, l'ensemble des mesures de perméabilités indique des valeurs inférieures à  $10^{-18} \text{ m}^2$ .

Ces résultats sont compris dans la fourchette de valeurs communément admises, observées pour le sel dilaté en laboratoire et sur le terrain. Par ailleurs, les mesures réalisées confirment la tendance générale de réduction des perméabilités lorsque la distance à la paroi augmente. **Ainsi, on peut en déduire que l'hypothèse relative à l'étanchéité initiale de la barrière de sel du champ proche (située à proximité de la zone de stockage de StocaMine) a été démontrée de façon probante.**

- Il convient de noter que, du fait des contrastes des propriétés mécaniques dans les formations sédimentaires (sel gemme et intercalations de marne et argile), et des différences de comportement à la déformation qui en résultent, les effets de la dilatance en périphérie des galeries peuvent être accentués par des mouvements relatifs le long des plans de faiblesse dans le sens du cisaillement (cisaillement simple).
- Les couches de marne proprement dites ont également été testées, sur des intervalles rocheux réduits lorsque le forage incliné recoupe une couche, et sur des intervalles plus longs lorsque le forage est réalisé le long de la stratification. Les valeurs mesurées montrent une dispersion significative des données de perméabilité de  $10^{-20} \text{ m}^2$  à plus de  $10^{-15} \text{ m}^2$ .

**Remarque :** Bien que les propriétés des marnes n'aient pas été évaluées de manière systématique, il convient de rappeler que, contrairement au sel gemme qui est quasi-sec (teneur en eau < 0,1%), la teneur en eau des échantillons de marne est généralement de l'ordre d'environ  $10 \pm 5 \%$  (IBEWA, 2013). Ainsi, les mesures de perméabilité proprement dites risquent de ne pas correspondre uniquement à l'endommagement induit par l'état de contrainte, mais également à un certain niveau de désaturation, ce qui provoque un écoulement gazeux. Ainsi les essais d'injection de gaz ne sont pas représentatifs de l'état non perturbé des formations marneuses<sup>19</sup>.

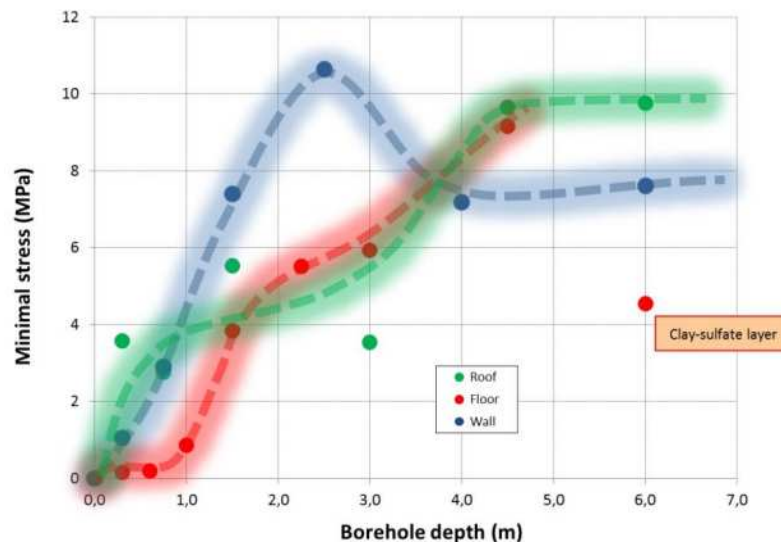
Toutefois, la perméabilité résulte de l'action de contraintes et de l'endommagement induit par la déformation, qui surviennent progressivement dans le temps, comme le démontrent les mesures de terrain effectuées sur une période prolongée, par exemple au niveau de sites de stockage souterrain de déchets radioactifs.

Cet aspect a été analysé par un essai dans une galerie simple, proche du site de stockage, au niveau du site d'implantation du barrage pilote envisagé. La distribution des contraintes minimales tout autour de la galerie a été mesurée à l'aide d'un dispositif constitué de trois forages de 6 m de

<sup>19</sup> Il convient de supposer, d'après les connaissances de l'IfG, que les intercalations d'argile, qui font partie de la lithologie sédimentaire des dépôts de sel, sont des éléments de la barrière saline générale, c'est-à-dire qu'elles sont étanches, comme le démontrent les investigations sur l'argile rouge (T4) menées sur différents sites, en laboratoire et sur le terrain (Minkley et al., 2013).

long, orientés perpendiculairement les uns aux autres (dans le mur, le toit, et le parement). Les résultats sont illustrés par le graphique de la Fig. 17). L'augmentation générale des contraintes est certes similaire dans tous les forages. Cependant, il apparaît clairement qu'en fonction des conditions de surcontrainte variables au niveau du parement, du toit et du mur, elles-mêmes tributaires d'effets lithologiques, on ne saurait trouver de relation uniforme de distribution des contraintes en fonction de la profondeur à partir du contour. Les résultats montrent que les effets de détente sont plus prononcés dans le toit et le mur qu'au niveau du parement, ce que confirment d'ailleurs précisément les simulations géomécaniques numériques de l'INERIS (2010) (Fig. 18).

De plus, il est évident que quel que soit le forage d'essai, la contrainte minimale estimée d'environ 12 MPa, correspondant à une profondeur moyenne de 550 m, n'est pas atteinte (INERIS, 2010). Cela peut être dû à des interactions significatives de contraintes autour de la galerie pilote, dues à la convergence, mais aussi à des effets du champ lointain, résultants des vides miniers avoisinants. Ainsi, le rétablissement de l'état de contrainte initial est un aspect important pour garantir l'étanchéité générale de la barrière de roche salifère. Cet aspect est discuté au chapitre 3.4.



**Fig. 17. Comparaison des profils de contraintes minimales dans trois forages de mesure (site d'implantation prévu pour le barrage pilote à StocaMine, source : IfG, 2015).**

Pour résumer, on peut conclure qu'une base de données exhaustive existe pour l'évaluation de l'intégrité de la roche dans le champ proche, et pour une étude judicieuse des mesures d'optimisation des éléments de scellement dans le champ proche (par exemple la recoupe d'une majeure partie de l'EDZ) (Cf. chapitre 3.4.3).

Concernant la fiabilité globale des essais de perméabilité réalisés par IBEWA et des autres investigations, on peut faire les remarques suivantes :

- IBEWA utilise une approche de mesure éprouvée, qui a été définie afin de quantifier l'état de perméabilité de la roche dilatée (EDZ). Du fait de la disposition des packers (4 packers dotés d'une chambre de mesure centrale et de deux chambres de contrôle), des effets d'écoulement gazeux peuvent être identifiés le long du contour de la roche dilatée, autour des packers.

- Si le sel est dilaté, compte tenu de la faible teneur en eau, le phénomène d'écoulement bi-phasique devient négligeable (contrairement à l'état in-situ non perturbé investigué par Cosenza, en 1996). Toutefois, étant donné qu'on ne saurait exclure la présence d'humidité à proximité du point de mesure, selon l'évolution de l'étanchéité des sondages, il faut considérer les perméabilités aux gaz mesurées in situ comme des perméabilités efficaces aux gaz dépendantes de la saturation en saumure.
- Les problèmes relatifs aux effets de l'humidité des marnes sont évidents (par exemple, le séchage, les perturbations). Les marnes constituant un élément important de la barrière saline, des données plus fiables s'avèrent nécessaires pour évaluer définitivement l'étanchéité. Il convient de développer une approche améliorée pour les mesures ultérieures. L'essai doit être exécuté dans des conditions majoritairement non perturbées (en dehors de l'EDZ), en utilisant de la saumure comme fluide d'essai et en garantissant la resaturation de ce matériau, suite à la perturbation locale induite par le sondage d'essai, ce qui nécessite d'effectuer un test d'injection de longue durée.
- La perméabilité est une conséquence de l'endommagement induit par la déformation et l'état de contrainte qui se développe au cours du le temps. Cependant peu d'informations sur l'état de contrainte sont disponibles. D'après l'expérience de l'IfG, il est recommandé de tester l'état de contrainte, par exemple via la méthode de fracturation hydraulique.

### 3.2.6. Evaluation de l'état transitoire – Modélisation numérique

L'état transitoire d'une galerie souterraine induit la création d'une EDZ significative qui est due à l'excavation des vides souterrains et à la relaxation des contraintes associée liée au fluage du sel. La suppression de l'EDZ est un élément essentiel préalablement à la mise en place des barrages de scellement. Des calculs par modélisation doivent ainsi être réalisés, ainsi que des investigations in-situ (par exemple, des mesures de perméabilité et de fracturation hydraulique) afin de déterminer la profondeur de la zone endommagée.

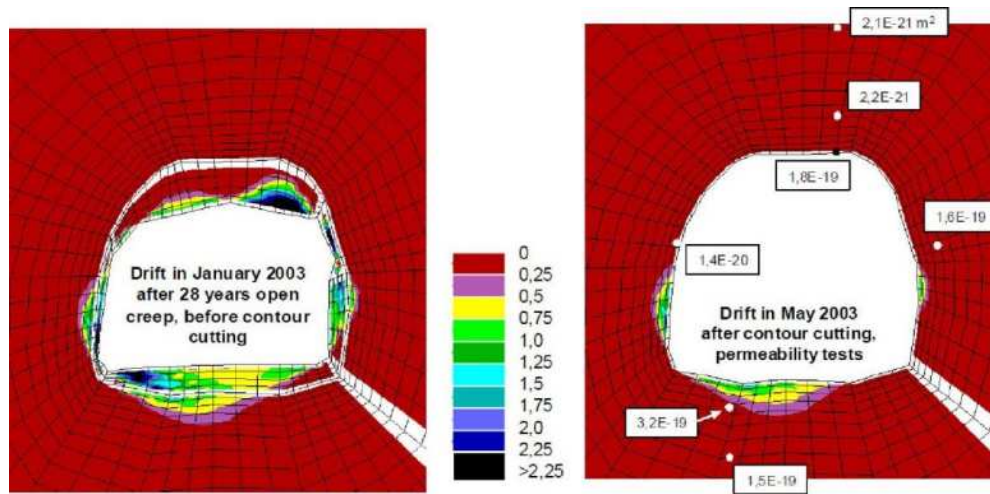
Des travaux de ce type ont été réalisés par l'INERIS (2010). Pour illustrer ces résultats, des investigations supplémentaires réalisées sur d'autres sites sont décrits ci-après.

A titre d'exemple, la Fig. 18 montre l'étendue de l'EDZ pour une galerie de la mine de Asse (Allemagne) à 775 m de profondeur, dans le sel gemme Na3 (géométrie de la galerie : largeur de 5 m, hauteur de 3 m et longueur d'environ 55 m) (Cf. *Kamlot et al., 2012*). L'état initial obtenu après simulation de 28 ans de convergence libre est présenté sur cette figure. En tenant compte de l'état réel de contrainte, influencé par les vides souterrains environnants, et du champ global de déformation, la galerie se déforme de façon asymétrique. On peut voir que l'endommagement, décrit par le paramètre de déformation volumétrique plastique ( $\approx$  porosité), s'est développé de façon significative dans la partie médiane du mur, du toit et des piliers, mais pas de façon symétrique. En lien avec la distribution du champ de contrainte, quasiment aucun endommagement ne se produit au niveau des angles. Toutefois, il est important de noter que, malgré la profondeur importante de la galerie (775 m), la partie de l'EDZ significative d'un point de vue hydraulique ne présente une étendue que de 1 m maximum, comme cela a été vérifié par des mesures de perméabilité in-situ.

En raison de l'endommagement des parois, il a été nécessaire d'éliminer l'EDZ et les plaques décollées. La profondeur de coupe de la machine a été définie sur la base des résultats des calculs (épaisseur de 0,5 m au niveau du mur et du toit, et de 0,2 m au niveau des piliers).

Après la suppression de l'EDZ, de nouvelles mesures de perméabilité ont été réalisées ; les valeurs obtenues sont représentées dans le graphique de droite de la Fig. 18. Elles correspondent très bien aux ordres de grandeurs attendus sur la base de la dilataance calculée (inférieure à 1 ‰) et de la relation dilataance/perméabilité établie par Popp (2002).



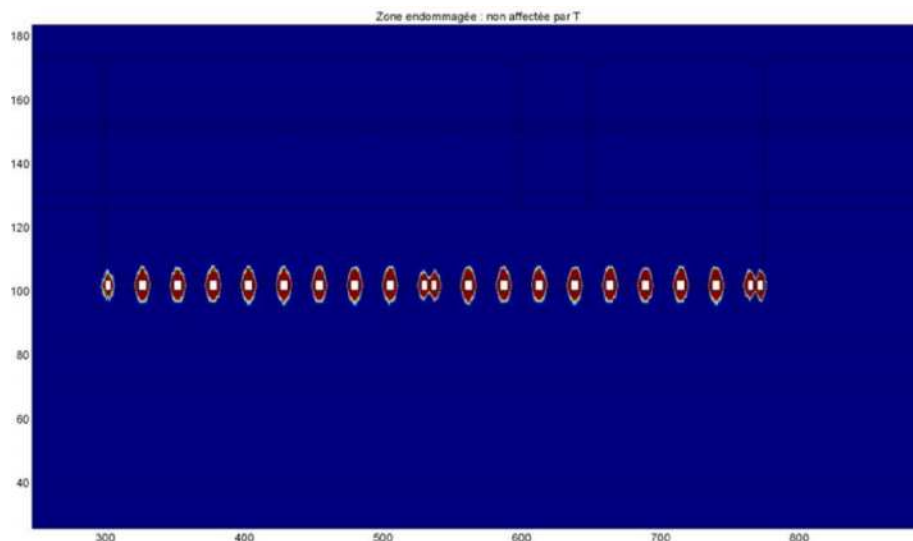


**Fig. 18.** Déformation volumétrique plastique (en %) de la paroi de la galerie après 28 ans de fluage libre avant et après la suppression de l'EDZ (extrait de Kamlot et al., 2012)

L'état des endommagements a également été évalué par l'INERIS à partir d'un modèle numérique utilisant le modèle mécanique de Thorel. La Fig. 19 montre la localisation de l'endommagement (contour de la zone où le critère d'endommagement est atteint) dans une coupe transversale du stockage. On remarque que la zone endommagée s'étend plus loin au niveau du toit et du mur qu'au niveau des piliers.

D'après le modèle, la zone endommagée s'étend à 3 m au niveau du toit du stockage, c'est-à-dire sur une distance à peu près équivalente à la hauteur des galeries. Ce phénomène est provoqué par des contraintes de traction liées à la flexion des bancs qui sont considérés dans ce modèle comme n'ayant aucune résistance en traction (hypothèse réaliste à moyen terme).

**Remarque de l'INERIS :** Il faut garder à l'esprit que l'étendue de l'endommagement du toit peut être supérieure aux 3 m indiqués par le modèle, ce dernier ne prenant pas en compte le décollement des bancs, phénomène observé in situ.



**Fig. 19.** Localisation de la zone endommagée autour des galeries du stockage (extrait d'INERIS, 2012)



En conclusion, il est raisonnable d'affirmer que les résultats présentés ici à partir des différentes études numériques et investigations in-situ, correspondent très bien aux résultats présentés à la section 3.2.5 pour StocaMine. Ainsi, on estime que l'extension de l'endommagement dans la zone périphérique est limitée à quelques mètres (en fonction du champ des contraintes et de la géologie). Ce paramètre joue un rôle essentiel pour la mise en place des barrages de scellement, l'EDZ correspondant à une zone de perméabilité plus élevée.

Cependant, il convient de mentionner que l'analyse de l'intégrité de la barrière ne fait pas explicitement référence aux critères connus de dilatance et de contrainte minimale qui fournissent des renseignements simples sur les portions de roches endommagées ou non endommagées (voir section 3.2.2).

En revanche, il existe des calculs de grande envergure de l'INERIS (2010) et d'ITASCA (2013b), illustrant la distribution des contraintes au sein de la barrière. Ainsi, les figures 4 à 7 du rapport d'ITASCA, 2013b, illustrent que la contrainte verticale ( $\approx \sigma_{\min}$ , induite par la détente verticale due à l'exploitation menée par longue taille foudroyée) n'a diminué dans la barrière de roche salifère que jusqu'à une profondeur de 20 m au-dessus de l'horizon du stockage, pour atteindre son minimum à env. 9 MPa, avant d'augmenter de nouveau dans les zones plus éloignées du contour. En même temps, les mesures de contrainte réalisées par l'IfG (2014) illustrent une distribution des contraintes de  $\sigma_{\min}$  dans le toit de la galerie. D'après ces mesures, les contraintes mesurées à une profondeur d'env. 5 m du contour augmentent jusqu'à  $\sigma_{\min} > 6$  MPa, excédant ainsi la pression maximale possible du fluide d'une hypothétique colonne de fluide s'étendant jusqu'à la surface. L'effet d'une éventuelle détente est plus important pour les galeries doubles, mais nous ne disposons pas encore de mesures pour cette configuration.

Par ailleurs, nous montrons au chapitre 3.4, par analogie au rapport d'ITASCA (2013b), le rétablissement de l'étanchéité (ou de la contrainte), après le scellement des ouvrages, grâce à l'évolution de la convergence de la roche salifère. **Ainsi, on peut tabler avec certitude sur l'absence d'infiltrations secondaires par suite de création de voies de passage hydrauliques.**

### 3.2.7. Conséquences de l'endommagement induit par l'incendie dans le bloc 15

Le 10 septembre 2002, un incendie s'est déclaré dans l'un des blocs du site de stockage de StocaMine. Le feu a détruit principalement des palettes de bois et des sacs de type « big bag ».

Le comportement mécanique du sel est sensible à la température. De fortes contraintes se développent dans le sel sous l'effet d'une variation de température, donc potentiellement au niveau du toit surplombant le bloc 15. Cela soulève un questionnement relatif au risque d'une éventuelle connexion hydraulique à travers la formation saline endommagée.

Les effets additionnels d'une augmentation de température sur la stabilité du toit doivent être évalués en considérant l'impact de la température, qui dépend principalement de deux facteurs :

- La température maximale atteinte à l'intérieur de la couche de sel : selon les valeurs de l'INERIS (2010), mesurées par thermographie infrarouge, les valeurs de température atteintes variaient entre 100 et 370 °C.
- La durée : l'incendie a duré approximativement 10 jours (COPIL, 2011).

L'INERIS (2010) a effectué une analyse systématique de l'ampleur des endommagements sur le toit de la zone de stockage induits par l'incendie du bloc 15, en considérant un scénario pessimiste, avec comme hypothèses un incendie d'une durée de trois mois et des températures maximales supérieures à 300 °C.

Le calcul a été réalisé en deux étapes : (1) le champ de températures a été calculé grâce au modèle thermique ; (2) le résultat (champ de températures et gradients) a été introduit dans le modèle thermomécanique qui prenait déjà en compte l'endommagement, afin de faciliter l'évaluation de l'étendue de la zone dont l'endommagement résulte de la température. Les résultats indiquent :

- que le sel était déjà endommagé du fait de l'excavation des galeries de stockage ;
- que le sel a subi un endommagement plus intense et plus étendu sous l'effet de l'incendie ;
- que la zone affectée par l'endommagement est d'autant plus étendue que la température est élevée en paroi des galeries. Cependant, la zone affectée n'atteint le niveau du foudroyage que dans l'hypothèse a priori irréaliste d'une élévation de température de 300 °C sur toute la paroi du bloc 15.

Cependant, comme le précise l'INERIS, il convient de prendre en considération « ...que les contraintes d'origine thermiques (résultant du comportement thermoélastique des terrains) se relaxent dans le temps du fait du comportement viscoplastique du sel. Cette relaxation va de pair avec le fluage du sel qui s'accélère avec la température. La relaxation est d'autant plus importante que la température est élevée ; Ce phénomène n'est donc pas lié au refroidissement progressif du massif après l'arrêt de l'incendie ».

Sur la base de ces résultats, l'INERIS a conclu que les effets additionnels de l'incendie sur l'intégrité générale du toit sont d'une influence mineure, puisque la contribution additionnelle à la perméabilité existante de la roche peut être considérée comme réduite. En d'autres termes, la perméabilité des sels endommagés reste modérée (de l'ordre de  $10^{-15} \text{ m}^2$ ).

Concernant la vraisemblance générale de la conclusion de l'INERIS, selon laquelle les conséquences de l'incendie sont réduites par rapport aux perturbations du sel induites par la dilatance, les expériences de cas naturels ou techniques analogues peuvent être prises en compte, comme cela est illustré par les exemples ci-après.

- Stockage définitif de déchets radioactifs générateurs de chaleur dans des formations salines sur le site de Gorleben (Cf. *Kock et al., 2012*) :

La mise en place de déchets générateurs de chaleur dans le stockage entraîne une forte élévation de la température dans le champ proche lors de la période post-fermeture ( $T_{\text{max}}$  à la surface du conteneur : 200 °C). La propagation du champ de températures et l'expansion résultante de la roche hôte ont été étudiées grâce à des simulations thermomécaniques. Les résultats indiquent qu'en raison de l'expansion thermique de la roche, des contraintes supplémentaires sont induites dans la roche hôte. Celles-ci peuvent, d'une part, entraîner des endommagements structurels dilatants au niveau des parois (champ proche), et d'autre part former, une région de contraintes de compression augmentées en dehors de la zone endommagée (champ lointain). Néanmoins, l'intégrité de la barrière de sel existante (mesurant plusieurs centaines de mètres) n'a pas été touchée.

- Intrusions de basalte tertiaire dans la formation saline stratifiée de Werra (Cf. *Knipping et Herrmann, 1985*).

Du basalte en fusion a pénétré la formation saline au cours du Miocène (de 15 à 25 millions d'années avant notre ère) à des températures de 1150 °C, formant des filons basaltiques très inclinés d'une épaisseur pouvant atteindre plusieurs mètres. Durant la mise en place du magma, le sel a été chauffé dans la zone de contact à des températures pouvant atteindre environ 800 °C ; ces températures sont redescendues relativement rapidement en dessous de 100 °C. On peut conclure que, contrairement aux effets du stockage de déchets radioactifs générateurs de chaleur, l'extension affectée par cette pénétration de basalte se limite à quelques dizaines de mètres, étant donné le

refroidissement relativement rapide du corps de basalte. En d'autres termes, la période de chaleur a été relativement brève.

- Incendie dans la mine de Teutschenthal (*Südkurier*, 2002).

Dans l'ancienne mine de sel de Teutschenthal, des mesures de remblayage sont réalisées avec différents types de déchets (par exemple des cendres volantes) dans le cadre de mesures de stabilisation des anciennes chambres de mine, afin de minimiser les risques d'affaissement brutal. En 2002, un incendie s'est déclaré dans la salle 216. Son origine a été attribuée à l'inflammation spontanée de coke de pyrolyse à forte teneur en carbone et aluminium provenant d'une usine de recyclage. L'incendie a duré plusieurs semaines, mais après son extinction, seules des perturbations mineures de la stabilité du toit ont été constatées. Aucune voie hydraulique n'avait été ouverte (source : *communication personnelle avec GTS*). Ainsi, les mesures de remblayage ont été poursuivies.

**En résumé de l'état des connaissances disponibles, nous pouvons conclure que les effets additionnels de l'incendie du bloc 15 sont limités, comparés aux effets à long terme résultant de l'excavation des différents blocs de stockage.**

### 3.2.8. Évaluation de la stabilité à long terme de la zone de stockage

La zone de stockage de déchets souterrain de StocaMine a été creusée avec la technique de chambres et piliers, avec des piliers de section carrée. Le coefficient d'élanement  $\alpha = H$  (hauteur) /  $W$  (largeur) des piliers résultant des conditions minières est d'environ 1/7 (Cf. Fig. 20). On peut donc raisonnablement affirmer qu'une rupture dynamique de pilier dans la zone minière à cause d'un dimensionnement insuffisant des piliers est très peu probable compte tenu des propriétés mécaniques du sel.

Jusqu'à présent, un tel événement n'a été rapporté que dans des zones minières étayées par des piliers très fins (*Berest et al.*, 2008). À Varangéville (en France), un choc semblable à un séisme s'est produit lorsqu'un pan de sel s'est effondré à environ 155 m de profondeur (le 31 octobre 1873). Les piliers qui ont cédé avaient un rapport hauteur / largeur de 1 / 1 et le taux d'extraction était de 82 % (*Minkley et al.*, 2012). Ces auteurs ont pu reconstruire numériquement le processus complexe d'effondrement. Une rupture à la base, induite par l'humidité dans les couches de marnes sous-jacentes, a mené à une surcharge de la capacité des piliers.

Le taux d'extraction (ou de défrèvement)  $G_w$  est le rapport, pris dans le plan horizontal, de la superficie exploitée sur la superficie totale (exprimé en %). Il se calcule de la façon suivante :

$$G_w = 1 - \frac{A_{PF}}{A_{SYS}} \quad (3-1)$$

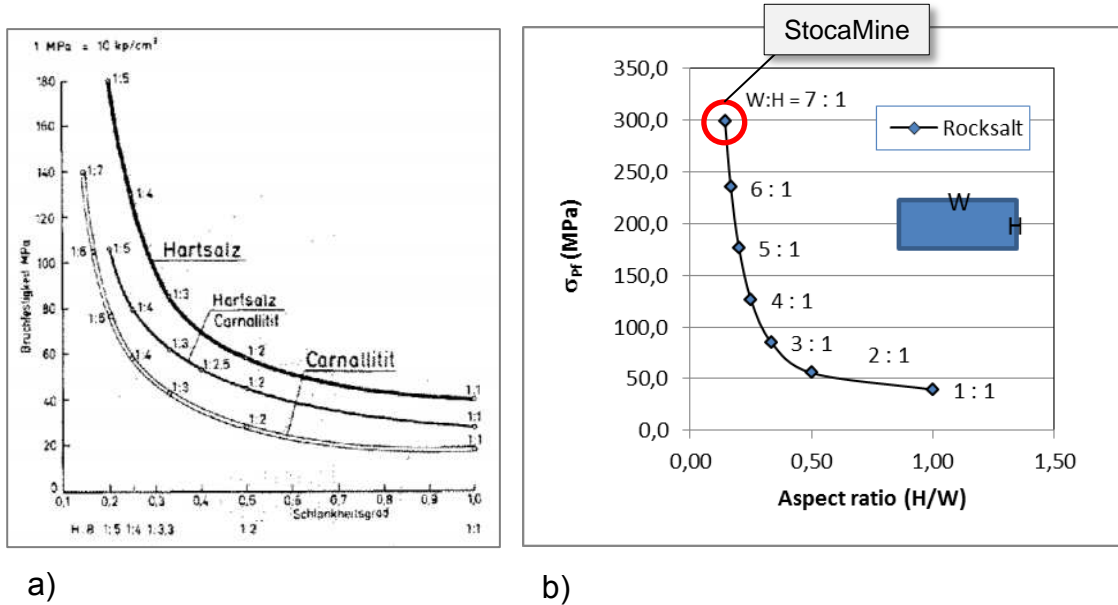
Avec  $A_{SYS}$  surface du système ( $a_p + b_k$ )<sup>2</sup> (pour la zone de stockage de StocaMine : 650 m<sup>2</sup>)  
 $A_{PF}$  surface du pilier ( $a_p$ )<sup>2</sup> (pour la zone de stockage StocaMine : 400 m<sup>2</sup>)

La surface du système considéré est le plan qui exerce la charge sur le pilier (Cf. Fig. 5). Il est la somme de la surface du pilier et de la moitié de la galerie avoisinante. Cela mène à un taux d'extraction de 38 % pour la zone de stockage de StocaMine. Il est évident que la zone de stockage de StocaMine n'a pas été conçue pour l'exploitation du sel gemme. Une stabilité suffisante est donc assurée.

La méthode classique de dimensionnement utilisée pour les mines de la région d'extraction de Werra (Allemagne) est basée sur les recherches et les publications d'Uhlenbecker (1971-1974). Cet auteur a étudié, par des tests en laboratoire, le comportement à la rupture et les paramètres de résistance de différents types de sels (ex. carnallite, sel dur, etc.) pour différents modèles de géométrie de pilier. De nombreux tests de compression avec piliers carrés ont été réalisés.

Toutefois, les études et les données sur le sel gemme et les piliers rectangulaires sont relativement rares.

Il est évident que la résistance à la rupture dépend du type de sel (ex. carnallite ou sel dur) ainsi que du coefficient d'élançement  $\alpha$  (Cf. Fig. 20).



**Fig. 20. Capacité portante des piliers de sel ( $\sigma_{Pf}$ ) de section carrée a) d'après des séries de tests de charge sur différents types de sels (d'après Uhlenbecker, 1974); b) d'après la formule 3.2.**

Bien que les données aient été obtenues à partir d'études basées sur le sel de potasse, les paramètres du sel dur sont également utilisés pour le sel gemme. Ainsi, selon Uhlenbecker, la relation empirique suivante peut être utilisée :

$$\sigma_{p \text{ sel}} = [(-0.325) \cdot \alpha^3 + 8.65357 \cdot \alpha^2 - 7.52143 \cdot \alpha + 38.7] \quad (3-2)$$

Par ailleurs, la méthode classique du facteur de stabilité est utilisée pour évaluer la stabilité des gisements de sel et des zones de stockage du gisement souterrain de Heibronn en Allemagne (Cf. *Natau, 1997*). Le critère d'évaluation pour le dimensionnement est dans ce cas le coefficient de dimensionnement  $s$ , égal au rapport entre la résistance à la rupture du pilier  $\sigma_{pf}$  (sur des tests à court terme) et la capacité portante des piliers en place  $P_{pf}$  :

$$s = \frac{\sigma_{Pf}}{P_{Pf}} \quad (3-3)$$

Sur la base des expériences déjà réalisées, un coefficient de dimensionnement  $s \geq 3$  est requis pour garantir la stabilité à long terme du pilier, sachant que la résistance à la rupture du pilier dépend du coefficient d'élançement du pilier et également du type de sel.

Le calcul de la capacité portante du pilier est le suivant :

$$P_{Pf} = \rho \cdot g \cdot H \cdot \frac{A_{sys}}{A_{Pf}} \cdot 10^{-6} \quad (3-4)$$

Où

$P_{Pf}$  = capacité portante du pilier [MPa]  
 $\rho$  = densité moyenne estimée des roches de couverture (2345 kg/m<sup>3</sup>)  
 $g$  = accélération gravitationnelle (9,81 m/s)  
 $H$  = profondeur (550 m)

A StocaMine, la capacité portante du pilier est ainsi de  $P_{Pf} = 20,6$  MPa.

Ainsi, selon les approches d'Uhlenbecker, la résistance à la rupture du piler est de :  $\sigma_{Pf} = 300$  MPa environ. Ces paramètres indiquent un coefficient de dimensionnement de l'ordre de  $s = 14,6$  environ pour le site de stockage de StocaMine. Cette valeur est largement supérieure à la valeur requise pour les mines de sel gemme et prouve la stabilité à long terme de la zone de stockage de StocaMine.

Les résultats sont conformes à l'évaluation de la stabilité réalisée par INERIS (2010).

**En conclusion, d'un point de vue géomécanique, les piliers de la zone de stockage de StocaMine sont stables durant la période d'exploitation et sur le long terme.**

### 3.2.9. Synthèse

Un concept de multi-barrières géotechniques a été développé par MDPa sur le site de StocaMine.

Selon ce concept, les barrières géologiques (hors barrières géotechniques) sont les principaux éléments de sécurité permettant de garantir l'absence de risque à long terme pour la biosphère. Le sel gemme, lorsqu'il est intact, est considéré comme imperméable. Le concept de confinement sûr des déchets par stockage dans le sel est donc justifié si l'intégrité de la barrière géologique est garantie.

L'analyse a ainsi été axée sur l'étude de l'état actuel de la barrière géologique et sur son évolution à long terme en prenant en compte tous les processus pouvant affecter son intégrité.

- **La barrière de sel** : Le complexe de barrière externe (la zone saline supérieure et les roches de couverture) étant imparfait en raison de la présence des anciens puits d'accès dont le scellement n'est potentiellement pas étanche, les mines Amélie et Marie-Louise sont soumises à un processus d'envoyage. Ainsi, un complexe de barrières internes doit garantir un confinement efficace des déchets à long terme. Compte tenu de la situation géologique actuelle, l'attention doit être portée au toit du stockage, constituée de couches de sel et de couches de marne intercalées. Cette formation rocheuse sépare la zone de stockage de la couche de potasse inférieure « Cl » exploitée dans la mine Amélie. Son épaisseur moyenne est d'environ 25 m.
- **Connaissances générales sur l'intégrité du sel** : il faut souligner qu'une compréhension étendue des propriétés hydromécaniques du sel existe, ce qui est essentiel pour évaluer tous les facteurs pouvant affecter l'intégrité de la barrière, sur la base des caractéristiques lithologiques spécifiques propres au site. L'évaluation comprend les différentes étapes de l'évolution du stockage :
  - (1) Etat initial – les sels gemme sont étanches ;
  - (2) Phase transitoire : des pertes locales temporaires de l'intégrité du sel peuvent survenir de façon limitée ;
  - (3) Récupération de l'intégrité hydraulique après fermeture du stockage en raison de la capacité du sel gemme à s'auto-cicatriser ou à s'auto-sceller.
- **Epaisseur minimale de la barrière de sel** : Sur la base de l'analogie géologique observé dans la mine de sel de Merkers, une épaisseur minimum de la barrière de sel estimée à



environ 30 m a été définie comme condition requise afin de maintenir l'intégrité du sel sous l'action des pressions lithostatiques de fluide. Même si cette épaisseur est légèrement inférieure au niveau du site de StocaMine, on peut conclure que l'épaisseur de barrière existante est suffisante, car le volume d'excavation de ce site est nettement inférieur à celui d'une mine de sel conventionnelle. L'analyse géomécanique, confortée par les mesures de perméabilité et des mesures de contraintes minimales spécifiques au site, démontre qu'il existe toujours un "noyau" central avec une perméabilité négligeable et avec un pouvoir de confinement suffisant.

- **Perméabilité du site** : Les mesures de la perméabilité au fluide montrent que le sel de StocaMine est initialement étanche. Des chemins hydrauliques potentiels pouvant être générés au niveau de l'EDZ, une série complète de mesures de perméabilité dans les zones entourant les blocs de stockage a été réalisée. Les résultats indiquent clairement qu'une zone de perméabilité plus élevée existe à proximité des vides souterrains (jusqu'à  $> 10^{-16} \text{ m}^2$ ) mais qu'à des distances supérieures à environ 3,5 m, la perméabilité est généralement inférieure à  $10^{-18} \text{ m}^2$ . Ces valeurs correspondent aux valeurs classiquement rencontrées. On peut ainsi en conclure que l'estimation de l'étanchéité initiale de la barrière de sel entourant la zone de stockage de StocaMine a été démontrée de façon suffisante.
- **Evaluation de l'état transitoire** : La modélisation numérique, utilisant des lois de comportement des matériaux appropriées, et tenant compte des mesures de perméabilité et de contraintes spécifiques au site, constitue un outil particulièrement utile pour évaluer l'état d'endommagement des barrières de sel (extension de l'EDZ). Les études réalisées par l'INERIS ont indiqué que la zone endommagée (qui joue un rôle important d'un point de vue hydraulique) s'étend jusqu'à 3 m des parois de la zone de stockage. Cependant, l'impact des couches de marne au niveau du toit n'est peut-être suffisamment pris en compte. Néanmoins, les principaux résultats montrant une extension de l'EDZ limitée à quelques mètres correspondent très bien aux observations faites sur d'autres sites et aux résultats des mesures de perméabilité réalisées à StocaMine.
  - **Remarque** : *Aucune analyse de l'intégrité de la barrière n'a été réalisée explicitement en lien avec les critères hydraulique et d'endommagement connus. Cependant, les résultats de l'INERIS (2010) et de l'Itasca (2013b) démontrent de manière convaincante que cette intégrité est assurée, c'est-à-dire que premièrement, les dégâts induits par la dilatation se limitent au champ proche des excavations souterraines et que deuxièmement, la partie centrale de la barrière de roche salifère ne présente que de faibles effets de détente; c'est-à-dire qu'il subsiste un noyau qui remplit le critère de contrainte minimale.*
- **Conséquences de l'endommagement induit par l'incendie du bloc 15** : L'impact de l'incendie survenu en 2002 est considéré comme mineur. Comme l'a déjà conclu l'INERIS, la durée et l'intensité de l'incendie (10 jours seulement à des températures maximum de 100 à 370 °C) n'ont pas été suffisantes pour causer des endommagements additionnels significatifs (i.e. supérieurs à ceux déjà subis après l'excavation et durant la convergence). La portée des perturbations dans la barrière de sel peut atteindre 20 m, mais la perméabilité générale évaluée reste faible.

Ce résultat est conforme aux résultats des calculs numériques relatifs à l'impact d'un stockage de déchets radioactifs générant de la chaleur ( $T_{\text{max}} = 200^\circ\text{C}$  sur de longues périodes), à l'analogie naturelle des intrusions basaltiques dans la région de Werra et aux observations réalisées durant un incendie dans la mine de sel de Teutschenthal.

- **Stabilité à long terme du stockage** : La zone de stockage de StocaMine ayant été installée et exploitée comme site de stockage et non comme une mine de sel traditionnelle, les dimensions du système de chambres et piliers sont très sécuritaires en termes de

stabilité. Ainsi, d'un point de vue géomécanique, le site de stockage des déchets est stable durant la période d'exploitation et à long terme.

### 3.3. CONCEPT DE SCHELLEMENT

#### 3.3.1. Approche en matière d'investigations

Les barrages de scellement ont pour fonction de retarder la pénétration de la saumure dans les blocs de stockage puis son expulsion vers la mine et le milieu environnant. Un concept de scellement a ainsi été développé par ERCOSPLAN (2008, 2013), et a conduit à la définition d'un projet de barrages, qui a été vérifié numériquement par ITASCA (2014).

L'efficacité du scellement doit être analysée au regard des points suivants :

- Pertinence de la construction des barrages techniques dans le cadre du concept de sûreté du confinement ;
- Faisabilité technique – validité du schéma de construction :
  - Expériences sur des ouvrages de référence, sur le site ou sur d'autres sites ;
  - Démonstration de la faisabilité technique par des calculs numériques en prenant en compte notamment les processus d'endommagement, qui doivent être évalués sur la base des critères de résistance (par exemple la résistance maximum des matériaux de construction et l'apparition de l'endommagement, i.e. limite de dilatance). Ces points sont développés dans les paragraphes suivants :
    - Section 3.3.3 : Evaluation sur la base des expériences internationales actuelles ;
    - Section 3.3.4 : Démonstration de l'efficacité du scellement.
  - En raison du fluage du sel, les blocs de stockage vont progressivement se fermer. Les perturbations temporaires actuelles de la masse de sel vont s'auto-sceller ou s'auto-cicatriser. La fiabilité de cette hypothèse doit être démontrée. Ce point est développé dans le paragraphe suivant :
    - Section 3.4: Récupération de l'intégrité hydraulique.

#### 3.3.2. Concept d'ERCOSPLAN

Dans la mesure où il est inévitable que la saumure atteigne le site de stockage, les voies de migration doivent être scellées par des mesures techniques (installation de barrages). Les objectifs sont doubles :

- **éviter ou minimiser la pénétration de saumure dans les blocs de stockage ;**
- **retarder l'expulsion de saumure polluée vers la mine et le milieu environnement.**

Il est ainsi prévu d'isoler la zone de stockage sur 12 secteurs à l'aide de 19 barrages dans les galeries simples et doubles (Cf. Fig. 21).

Les caractéristiques de ces barrages sont synthétisées dans le tableau ci-après.

**Tabl. 5 - Caractéristiques des barrages de StocaMine**

Id. de galerie	site	Hauteur sans EDZ initial	Largeur sans EDZ initial	Hauteur sans EDZ initial	Largeur sans EDZ initial	$S_{\text{Barrage}}$	$H_{\text{finale}}^{20}$	$L_{\text{finale}}^{17}$	$S_{\text{EDZ}}$	Type de galerie
	No.	(m)	(m)	(m)	(m)	(m <sup>2</sup> )	(m)	(m)	(m <sup>2</sup> )	
1-1	1	3	5,6	4,5	6,6	29,7	4,8	6,9	3,4	double
1-2	2	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	double
1-3	2	3	3,9	4,5	4,9	22,1	4,8	5,2	2,9	double
2-1	3	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	double
2-2	3	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	double
3-1	4	2,7	5,5	4,2	6,5	27,3	4,5	6,8	3,3	double
3-2	4	2,7	5	4,2	6,0	25,2	4,5	6,3	3,2	double
4-1	5	3	4,8	4,5	5,8	26,1	4,8	6,1	3,2	double
4-2	5	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	double
5	6	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	double
6	7	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	simple
7	8	3	4,2	4,5	5,2	23,4	4,8	5,5	3,0	simple
8	9	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	simple
9-1	10	3	3,9	4,5	4,9	22,1	4,8	5,2	2,9	double
9-2	10	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	double
10-1	11	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	double
10-2	11	3	3,9	4,5	4,9	22,1	4,8	5,2	2,9	double
11-1	12	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	double
11-2	12	3	3,8	4,5	4,8	21,6	4,8	5,1	2,9	double
sum(m <sup>2</sup> ) =						435,45			56,5	

Sur la base d'une analyse des informations disponibles, ERCOSPLAN (2013) a défini un schéma préliminaire de construction des barrages (Cf. Fig. 21). Ce schéma repose principalement sur le concept de barrage développé dans le cadre d'un projet de recherche à Sondershausen (Cf. *Sitz, 2003*).

Les exigences hydrauliques générales du barrage ont été définies par l'INERIS. Toutefois, étant donné qu'il est essentiel que ces exigences soient fiables pour le concept de fermeture, les commentaires suivants doivent être pris en considération :

- Chaque élément de scellement (barrage) doit remplir le critère de conception suivant :  $K/L^2 < 10^{-21}$  où L est la longueur du barrage en mètre et K la perméabilité intrinsèque du barrage en mètre carré. Ainsi, la perméabilité du barrage (de longueur 6 m) doit être de l'ordre de  $3,6 \times 10^{-20} \text{ m}^2$ .

<sup>20</sup> Coupe augmentée en tenant compte des dimensions initiales de l'EDZ (dimensions initiales de l'EDZ: 0,5 m au toit, 1 m au mur et 0,5 m au niveau des piliers) et après suppression de l'EDZ (nouvelle EDZ d'une épaisseur de 0,15 m) ;

Remarque d'ERCOSPLAN : Cette exigence a été définie par l'INERIS. Toutefois, MDPa ne vise plus cet objectif car des études ultérieures ont conclu qu'il n'était pas possible de construire des barrages conformes à cette exigence.

**Remarque :** L'affirmation selon laquelle cette limite n'est initialement pas atteignable est soutenue par des expériences techniques décrites plus bas. Toutefois, comme indiqué dans la Section 3.4, en raison de la convergence de la roche, l'étanchéité du barrage va s'améliorer avec le temps ce qui permettra probablement de respecter cette exigence.

- De préférence, la bentonite doit être utilisée comme matériau de scellement car ce matériau possède les propriétés de scellement requises ainsi qu'un effet adsorbant sur les métaux lourds.

**Remarque :** L'exigence spécifiant que la bentonite est l'option de matériau de scellement à privilégier constitue une restriction significative. Cette exigence doit être démontrée car des solutions plus efficaces existent, permettant la mise en place de barrages plus longs, offrant une meilleure capacité de scellement (Cf. ci-après).

- Chaque barrage doit être conçu de telle façon que la saumure polluée ne puisse être expulsée avant 1 000 ans. Le temps de saturation dépend des propriétés et du design du barrage.
- La performance effective des barrages en bentonite est garantie après leur pleine saturation et le développement d'une pression de gonflement de quelques MPa.

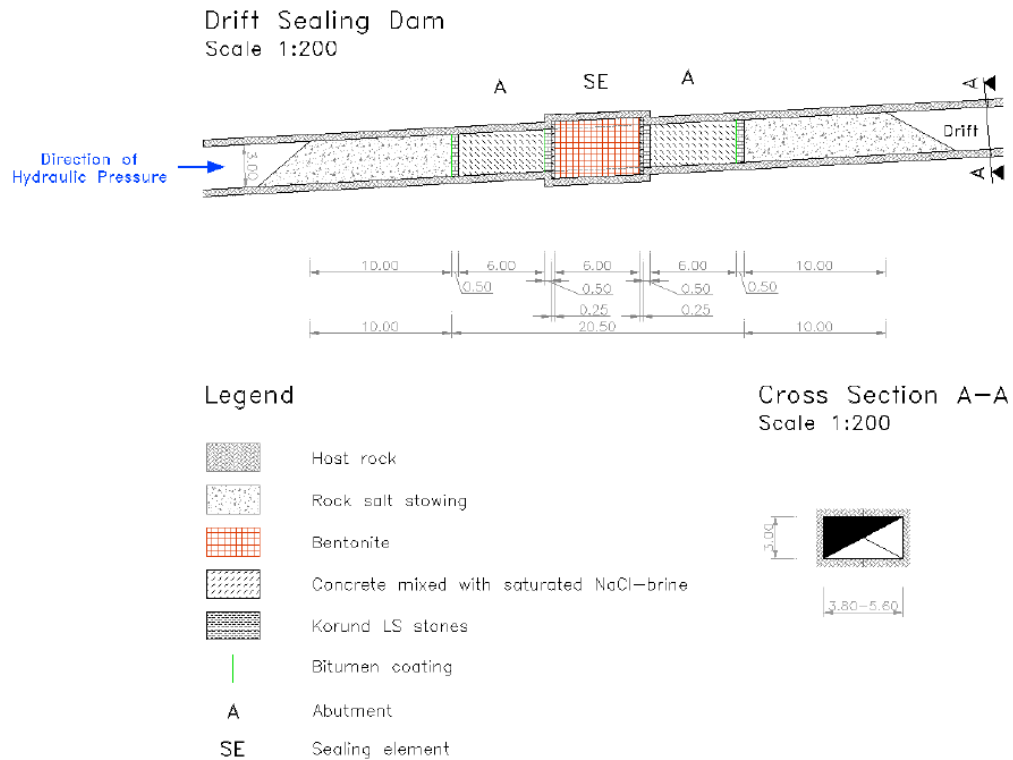
**Remarque :** Cette estimation peut être remise en question en raison de l'impact négatif de l'EDZ et de l'interface technique entre le scellement et la paroi rocheuse. En outre, l'exigence d'utilisation d'un matériau gonflant n'est valide que pour une roche n'ayant pas la propriété de fluer. En effet, en raison de la convergence du sel, le gonflement du barrage n'est pas nécessaire. Des alternatives existent avec des matériaux de scellement faiblement compressibles pour lesquels, grâce à la convergence, un confinement élevé est garanti et efficace.

Le barrage suggéré est constituée de deux éléments d'appui de 6 m de long, et d'un élément de scellement intermédiaire constitué de briques de bentonite (de 6 m de long également), avec un mur de saturation (couche filtrante, constitué de blocs poreux de corindon  $Al_2O_3$ , dont l'objectif est de garantir une saturation homogène de la bentonite). La longueur du barrage serait ainsi de 18 m environ. Un schéma est présenté à la Fig. 21.

L'élément central de scellement à long terme est constitué d'un mélange de bentonite et de sable pré-compacté (briques de bentonite) nécessitant des appuis stables sur le long terme. L'exigence de perméabilité de la matrice initiale de la bentonite est d'au minimum  $10^{-18} m^2$ .

Comme cela est indiqué par ERCOSPLAN, cette valeur implique un niveau d'exigence élevée pour le mélange bentonite-sable et ne peut être garantie au niveau de la structure que par un programme d'assurance qualité important. Si cette valeur est atteinte durant la construction, l'élément de scellement en bentonite est immédiatement efficace et gonflera dès qu'il entrera en contact avec des fluides. Il est également stable à long terme. La saturation homogène de la bentonite doit être garantie par la couche de filtre.

Pour garantir la fonction d'appui à court terme, les appuis seront réalisés en béton mélangé avec de la saumure saturée NaCl, qui possède la capacité mécanique requise pour résister aux charges dues à la convergence et à la pression hydraulique.



**Fig. 21. Schéma de construction d'un barrage en bentonite (extrait d'ERCOSPLAN, 2013)**

L'EDZ a été identifiée comme le principal problème car, comme le montrent de nombreux exemples, la construction du barrage va échouer partiellement si le fluide migre à travers l'EDZ, en faisant court-circuit (comme cela a déjà été observé, durant le test de Sondershausen). Ainsi, ERCOSPLAN (2013) suggère des injections au niveau de la zone de contact entre la roche hôte et l'appui afin de sceller l'appui, ce qui est une technique fréquemment utilisée. ERCOSPLAN indique également que, au-delà de la fonction de scellement des appuis, leur mise en place permet de respecter les principes de redondance et de diversité, d'un point de vue de l'ingénierie technique. Cette solution permet, a minima, d'assurer la fonction de redondance du scellement et garantit également un fonctionnement à court terme (< 500 ans).

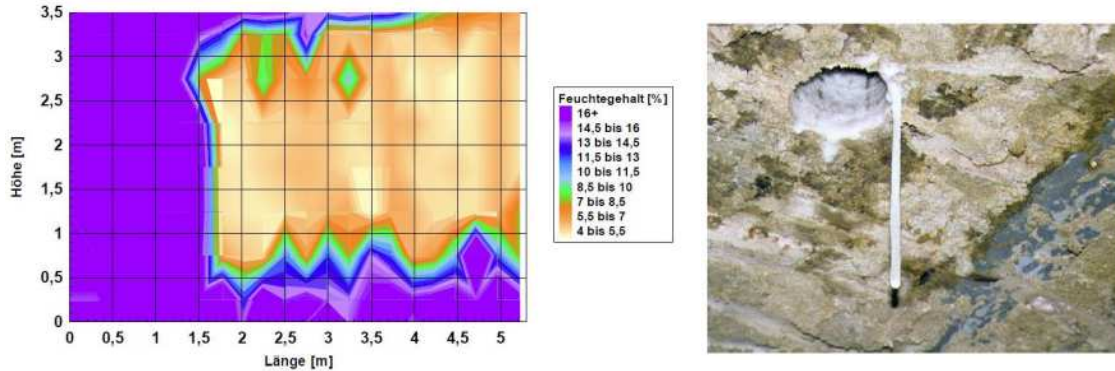
*Le système de scellement d'ERCOSPLAN est un concept de barrage possible, qui a été construit et testé sur le plan hydromécanique avec une pression de fluide maximale de 8 MPa, au cours des tests sur maquette à Sondershausen (Cf. Sitz, 2003). Suivant ce schéma, un barrage à base de bentonite a été installé avec succès dans une galerie entre les mines salines de Immenrode et de Sondershausen<sup>21</sup> (Cf. Aland et al., 1999).*

*Toutefois, il convient de mentionner que l'efficacité du barrage dépend essentiellement de sa longueur réelle, la construction devant en outre être aussi simple que possible. Un barrage composé de briques de bentonite n'est efficace que si le matériau de scellement et le contour de la roche sont parfaitement en contact, c'est-à-dire qu'il n'existe pas de chemins hydrauliques au niveau de l'interface technique inévitable entre les deux matériaux. A défaut, le gonflement de la*

<sup>21</sup> Au cours du démantèlement des éléments d'étanchéité du barrage à Sondershausen (après pressurisation avec une pression de fluide de l'ordre de 80 bar et un débit Q environ égal à 13 L/h), il a été observé que le contour de la roche présentait une humidité importante (fig. 20b) et que la saturation du tampon en bentonite n'était pas uniforme (fig. 20a)



bentonite est inhibé, comme l'a montré le test réalisé sur le barrage de Sondershausen (Cf. Fig. 22). D'autres concepts de barrages ou améliorations doivent ainsi être envisagés.



a) Distribution du fluide mesurée dans l'élément de scellement I (coupe verticale)

b) Expulsion de saumure sur le contour de la roche humide via un sondage dans le toit

**Fig. 22. Observations après le démantèlement du barrage à Sondershausen (d'après Sitz, 2003).**

### 3.3.3. Évaluation sur la base des expériences internationales actuelles

Historiquement (Cf. Wagner (2005)), des concepts de fermeture avec des barrages utilisant différents types de matériaux ont été très tôt développés, étant donné que dans de nombreux cas, des arrivées d'eau se produisent dans les mines de sel. Certains barrages ont fonctionné, par exemple le barrage de Leopoldshall<sup>22</sup> (Cf. Fig. 23).

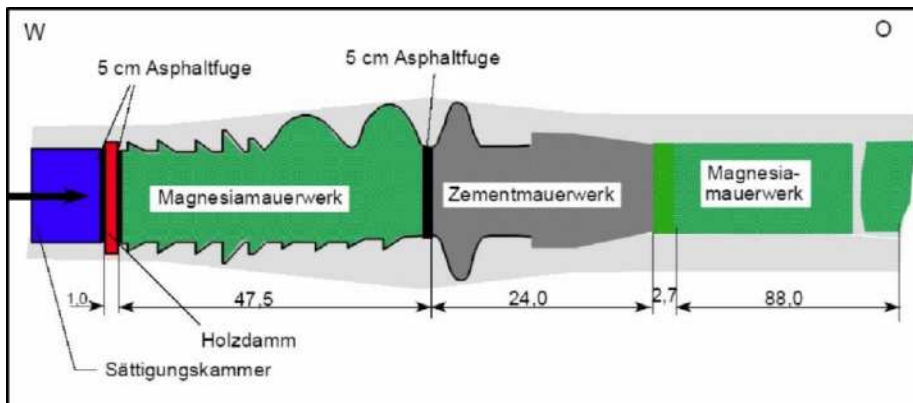
Toutefois, suite aux expériences historiques, il convient de noter les points suivants (Cf. DBE, 2008) :

- Toutes les barrages étanches étaient dans le sel gemme ;
- Seul un très long barrage était étanche dès l'état initial (après construction) ;
- Pour tous les barrages plus courts, l'étanchéité a été obtenue a posteriori au moyen d'injections, avec une pression d'injection de la suspension injectée atteignant la pression lithostatique.

Depuis, de nombreuses expériences et savoir-faire sont disponibles, provenant de la construction d'ouvrages d'étanchéité dédiés au stockage souterrain définitif de déchets nucléaires ou toxiques dans les dépôts salifères.

Il doit être souligné que, contrairement au concept général de construction du barrage développé par Sitz (2003), pour des scellements dans des formations de sel gemme, il s'agit essentiellement de schéma de construction et de concept d'étanchéité par barrage monolithique. L'avantage de ces ouvrages est qu'ils peuvent servir à la fois d'éléments porteur et d'élément de d'étanchéité.

<sup>22</sup> La première mention dans la littérature est celle d'un scellement souterrain horizontal, construit à une profondeur de 300 m, dans la mine Leopoldshall, dans la région de Stassfurt, en 1898. Ce barrage était composé d'éléments de construction en briques et mortier de MgO, ainsi que de ciment Portland. La longueur totale était d'environ 161,5 m. En 1916, un barrage a été érigé en utilisant des briques de MgO et du mortier dans la mine de potasse Bismarckshall (Unterbreizbach). Au cours de l'opération, une fuite s'est produite, qui a été scellée avec des injections de liant en MgO (longueur de 80 m environ).



**Fig. 23. Le barrage Leopoldshall (dimension en m) (d'après Fliß, 2003).**

Quoi qu'il en soit, dans un premier temps, des critères doivent être définis pour les barrages afin d'atteindre l'efficacité requise en termes d'étanchéité dans la phase post-fermeture :

- Stabilité vis-à-vis des contraintes de la roche encaissante liées à la convergence ;
- Stabilité vis-à-vis des accidents possibles, par exemple garantie que leur fonction est assurée si l'arrivée de saumure se produit plus rapidement que prévu, c'est-à-dire avant qu'un confinement suffisant soit atteint ;
- Imperméabilité « technique » aux fluides;
- Résistance à long terme des matériaux de construction aux solutions corrosives et aux gaz ;
- Volume constant du matériau, ou au moins un retrait faible limitant les effets aux interfaces entre le barrage et la paroi de la galerie ;
- Mécanismes simples d'action des composants ; la fonction de chaque composant devant être avérée.

Dans le cas particulier de StocaMine, la capacité d'étanchéité doit être assurée pour l'entrée et la sortie des fluides dans la zone de stockage.

Des schémas de barrage éprouvés pour des systèmes de confinement existent déjà sur les sites évoqués ci-après, où des barrages fonctionnels ou des prototypes ont été mis en place. C'est-à-dire que la performance de chaque concept de barrage a été démontrée. Il faut mentionner que les éléments d'étanchéité composés d'asphalte ou de bitume ne sont pas pris en considération, car ils nécessitent toujours la mise en place de culées. Ils peuvent donc être considérés comme un élément d'amélioration d'un ouvrage.

Les avantages et les inconvénients de chaque schéma de construction vis-à-vis des exigences requises sont examinés ci-après :

- Barrages à base de bentonite, par exemple entre les mines salines d'Immenrode et de Sondershausen (Cf. Sitz, 2003 ; Aland et al, 1999)

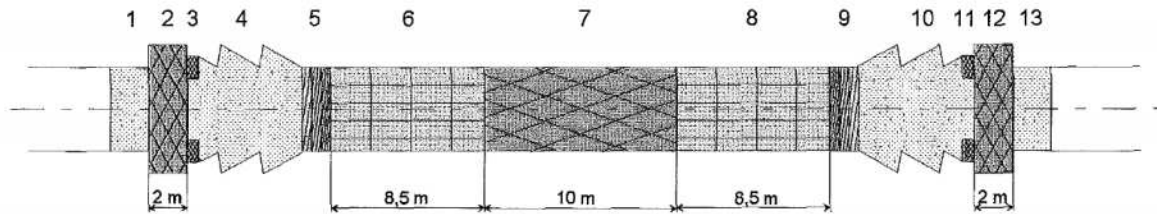
Avantages :

- + Stabilité à long terme de la bentonite démontrée dans des formations de sel par analogues (Cf. Gruner et al., 2003) ;

- + Pression de gonflement (jusqu'à quelques MPa, suivant la teneur en bentonite) induisant une recompaction active de l'EDZ ;
- + Capacité d'adsorption des éléments lourds.

Inconvénients :

- Construction complexe : jonction difficile avec le contour de la roche encaissante, risque de courts circuits hydrauliques à l'interface ;
- Le développement de l'étanchéité dépend de la saturation contrôlée pendant l'ennoyage ; une saturation uniforme n'est pas assurée ; des voies de passage localisées peuvent être créées par digitation suite à l'infiltration de fluide ;
- Longueur limitée, car des culées sont nécessaires en appui contre la pression de gonflement ;
- Solution onéreuse.



- |  |  |
|--|--|
| 1. Südlicher Vordamm-perforiert, Solebeton | 8. Nördliches Langzeitaußenelement, FS 70    |
| 2. Südlicher Hauptdamm, FS 50              | 9. Nördliche Kies-Sand-Schichten             |
| 3. Ringdichtung Südlicher Hauptdamm, FS 50 | 10. Nördliches Widerlager                    |
| 4. Südliches Widerlager                    | 11. Ringdichtung Nördlicher Hauptdamm, FS 50 |
| 5. Südliche Kies-Sand-Schichten            | 12. Nördlicher Hauptdamm, FS 50              |
| 6. Südliches Langzeitaußenelement, FS 70   | 13. Nördlicher Vordamm-perforiert, Solebeton |
| 7. Kerndichtung, FS 50                     |  |

**Fig. 24. Schéma du barrage de galerie à Immenrode (d'après Aland et al., 1999).**

- Barrages à base de béton de sel (sel broyé avec un liant de ciment Portland) – béton coulé

Exemples :

- Essai d'étanchéité de la galerie dans la mine de sel de Hope<sup>23</sup> (Cf. Fischle et al., 1987) ;
- Barrage pilote de la mine de Asse en Allemagne (Cf. GSF, 1991, Gläß et al. 2005) ;
- Stockage de Morsleben en Allemagne (Cf. Eilers et al., 2003).

Avantages :

<sup>23</sup> Avant l'ennoyage prévu de la mine de potasse et de sel gemme de Hope, un barrage pilote a été érigé dans une galerie à 500 m de profondeur. Le barrage se composait de deux culées et d'un élément d'étanchéité. La construction a été conçue pour résister à une pression de 6 MPa et comprenait deux culées en forme de prismes de 5 m de long, en béton sel (ciment portland, eau douce et supplément de sel gemme), séparés par un joint d'étanchéité de sable bitumeux de 50 cm d'épaisseur. Seule la phase initiale d'ennoyage a été observée par des mesures du fait d'une défaillance de l'instrumentation postérieurement à cette phase.

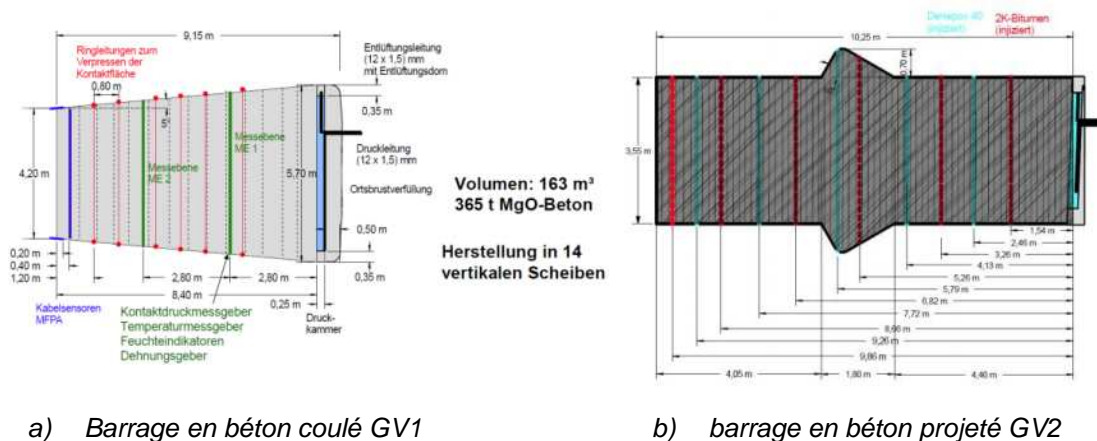
- + Résistance mécanique élevée ;
- + Faible perméabilité de la matrice (retard du processus de corrosion) ;
- + Homogénéité du béton coulé (matériau auto-nivelant).

#### Inconvénients :

- Pas de stabilité à long terme vis-à-vis de solutions salines pouvant induire des phénomènes de corrosion ;
  - Contraction thermique (fissuration lors du refroidissement) et retrait spontané<sup>24</sup>; problématique concernant l'étanchéité de l'interface avec la roche encaissante pouvant induire un risque de court-circuit hydraulique ; des mesures d'injection spécifiques sont alors requises au niveau du toit ;
  - Le barrage complet doit être construit en une seule passe pour minimiser le risque d'interfaces, agissant comme des passages horizontaux.
- Barrages à base de béton Sorel (liant de magnésie (MgO) avec additifs tel que du sel ou du sable et graviers)

#### Exemples

- Construction de barrages dans les galeries du stockage de Asse en Allemagne (Cf. Heydorn et al, 2015) – béton coulé avec liant de MgO et sel broyé ;
- Prototypes de barrages en béton de MgO (avec fractions de grains de silicate comme additifs), avec la technique du béton projeté ou la technique du béton coulé, dans le cadre du projet R&D CARLA dans la mine de Teutschenthal en Allemagne (Cf. GTS, 2005, 2010) – Cf. Fig. 25.



a) Barrage en béton coulé GV1

b) barrage en béton projeté GV2

**Fig. 25. Prototypes de barrages d'étanchéité à base de MgO dans le cadre du projet R&D CARLA à la mine de Teutschenthal (d'après GTS, 2010).**

**Remarque :** Des expériences complètes menées sur des barrages en béton Sorel construits selon la technique du béton coulé (construction en une passe) sont disponibles. Par ailleurs, la technique de béton projeté (en plusieurs passes successives) est aussi

<sup>24</sup> Un retrait signifie la contraction ou la diminution du volume du béton au fil du temps, par perte d'humidité (déshydratation) et par des réactions chimiques ou des transformations structurales pendant le durcissement.

développée. Ces deux techniques de construction ont des inconvénients et avantages spécifiques. Il faut mentionner que les matériaux de construction Sorel sont stables chimiquement même dans des solutions contenant majoritairement du NaCl si une concentration en  $Mg^{2+}$  faible est assurée (0,5 mol  $Mg^{2+}$  ou 50 g  $MgCl_2$  / kg  $H_2O$  dans le système  $Na^+$ ,  $Mg^{2+}/Cl^-$  -  $H_2O$ ) (Cf. Freyer et al., 2015). Toutefois, d'un point de vue géochimique, si une telle concentration n'est pas assurée (par exemple si la carnallite n'est pas suffisamment exposée dans le milieu souterrain ou si une quantité insuffisante de sel contenant du  $MgCl_2$  (comme matériau de remblayage) peut être stocké pour la pré-saturation de la saumure à l'entrée du stockage, les matériaux Sorel ne sont pas recommandés<sup>25</sup>. De façon alternative, le béton « Sole » (béton utilisant une solution saturée en NaCl) est recommandée (voir ci-après).

Avantages :

- + Additifs : l'utilisation d'additifs de silicate permet d'assurer une haute résistance mécanique ; l'ajout de sel fournit des propriétés de résistance plus faibles mais suffisantes ;
- + Faible perméabilité de la matrice ;
- + Pas de retrait de la matrice (le matériau garde un volume constant avec le temps) ;
- + Cohésion entre le matériau de construction et le contour de la roche ;
- + Technique du béton coulé : matériau à planage spontané (homogénéité du béton coulé) ;
- + Technique de béton projeté : aucun retrait thermique induit / seul un équipement simple et peu encombrant est nécessaire.

Inconvénients :

- Technique du béton coulé : retrait thermique ;
- Technique du béton coulé : le barrage complet doit être construit en une seule passe pour minimiser le risque d'interfaces, agissant comme des passages horizontaux ;
- Technique du béton projeté : construction longue, l'épaisseur maximale de chaque couche étant de l'ordre de 10 cm/jour. Toutefois, comme les contraintes techniques de mise en place sont faibles, plusieurs postes de travail parallèles sont possibles ;
- Si une concentration suffisante en  $MgCl_2$  n'est pas assurée, les matériaux Sorel ne seront pas stables à long terme d'un point de vue géochimique.

<sup>25</sup> On peut considérer, qu'en présence d'une solution de  $MgCl_2$ , la phase liante 3-1-8 [ $3 Mg(OH)_2 \cdot 1 MgCl_2 \cdot 8 H_2O$ ] représente la phase thermodynamiquement stable jusqu'à des températures de 80°C. Au-dessus de 80°C, la phase 3-1-8 est remplacée par la phase 9-1-4. À saturation en NaCl (condition évidente dans des formations de sel gemme), la résistance à la corrosion du matériau augmente même quand la phase 3-1-8 est stable, à très faibles concentrations de solution  $Mg^{2+}$  (0,5 mol  $Mg^{2+}$  ou 50 g  $MgCl_2$  / kg  $H_2O$ ).



Exemples :

- Construction de 16 barrages WISMUT temporaires de contrôle de l'ennoyage avec la technique de béton projeté<sup>26</sup> (Cf. *Wedekind et al. 2003*)

**Remarque:** Il faut mentionner que ce n'est pas un barrage réalisé dans une formation de sel. Toutefois, le concept général des barrages en béton projeté représente un progrès important pour la construction des barrages. L'information acquise peut être utilisée pour l'optimisation, par exemple pour la construction des butées.

Avantages :

- + Utilisation d'additifs de silicate qui permet d'assurer une haute résistance mécanique ;
- + Faible perméabilité de la matrice (doit être démontrée) ;
- + Cohésion entre le matériau de construction et le contour de la roche ;
- + Seul un équipement simple et peu encombrant est nécessaire ;
- + Retrait spontané faible (non quantifié, mais assurément négligeable).

Inconvénients :

- Construction longue, l'épaisseur maximale de chaque couche étant de l'ordre de 10 cm/jour. Toutefois, comme les contraintes techniques de mise en place sont faibles, plusieurs postes de travail parallèles sont possibles.

**Les bétons standards étant réalisés avec de l'eau, cela entraîne des effets de dissolution en périphérie de la roche saline encaissante. L'alternative du béton « Sole » (béton utilisant une solution de sel saturée) est recommandée comme option de matériau de construction dans les formations salines. Il peut être réalisé avec la technique du béton coulé ou du béton projeté. Cela nécessite néanmoins quelques efforts supplémentaires de développement du matériau de construction.**

En effet un tel matériau de construction devra être conçu par des fabricants de matériaux de construction spécialisés, sur la base de matériaux étanches existants, utilisés par exemple dans la construction de tunnels. Pour ce faire, il convient de définir des exigences, telles que les suivantes :

- Etanchéité hydraulique ( $k < 10^{-19} \text{ m}^2$ ) ;
- Possibilité de mise en œuvre sous forme de béton projeté, par exemple pour des épaisseurs de couches > 100 mm ;

<sup>26</sup> La remise en état des excavations souterraines dans les gisements d'uranium Königstein de Wismut GmbH a été réalisée par le biais d'un ennoyage contrôlé, avec un monitoring de surface et souterrain adapté, jusqu'à à un niveau de 140 m au-dessus du niveau de la mer. Afin de contrôler l'ennoyage, 16 barrages ont dû être construits dans les années 90. Ces barrages ont été construits avec la technique du béton projeté utilisant le béton normal B35. Une attention particulière a été portée pour limiter de façon stricte l'augmentation de la température, afin de s'assurer de l'absence de fissures et de fuites sur ces barrages. Ceci a été réalisé en limitant la largeur de la passe de béton à environ 10 cm et en contrôlant la température de chaque passe qui était instrumentée avec des capteurs. Les barrages assurent l'accès aux vides restants ouverts et à la galerie de contrôle. Ces barrages ont une longueur d'environ 5 m et un diamètre d'environ 3 à 4 m, avec un maximum de pression du fluide d'environ 12,5 bars.

- Compatibilité avec la roche salifère : utilisation de solution saturée en NaCl comme eau de gâchage ;
- Si possible sans retrait (pour éviter la formation d'un interstice au contact avec la paroi rocheuse) ;
- Résistance C25/30.

### 3.3.4. Démonstration de l'efficacité du scellement

Indépendamment du schéma de construction de barrages final retenu par MDPA, un élément essentiel de l'étude de sûreté est la quantification du temps nécessaire à l'envoyage des vides de la zone de stockage. Celui-ci peut être estimé à partir de l'analyse des débits à travers le barrage en tenant compte d'hypothèses réalistes d'étanchéité.

L'étanchéité globale peut être déduite de la résistance à l'écoulement du barrage (par exemple pour les barrages monolithique en béton sel) et de l'infiltration latérale lié au vide « technique » à l'interface entre le matériau de construction (béton) et la roche encaissante, ainsi qu'à l'EDZ. Il est supposé que l'étanchéité hydraulique de l'ensemble des éléments va s'améliorer avec le temps en raison du fluage de la roche hôte (propriétés viscoélastiques du sel gemme).

La perméabilité intégrale du système comprenant l'ouvrage d'étanchéité, la zone de contact et la zone perturbée dilatée (EDZ) doit être inférieure à une certaine limite.

Les valeurs suivantes sont définies par l'INERIS comme exigence hydraulique générale :  $K/L^2 < 10^{-21}$ , où L est la longueur du barrage en mètre et K la perméabilité intrinsèque du barrage en mètre carré. Ainsi, la perméabilité du barrage (de longueur 6 m) doit être de l'ordre de  $3,6 \times 10^{-20} \text{ m}^2$ , ce qui n'est techniquement pas possible pour l'état initial après construction du scellement (voir ci-après).

Les exigences minimales indiquées dans la littérature, pour assurer une capacité d'étanchéité suffisante des barrages sont précisées ci-après. Elles varient en fonction des demandes :

- GSF (1991) : Projet de barrages prévu sur l'ancienne mine de Asse avec un système complexe d'éléments de scellement dans le cadre du scellement d'un stockage de déchets nucléaires dans le sel ; Projet comprenant plusieurs éléments d'étanchéité et de butées - exigence :  $K < 2 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$

**Remarque :** Ce projet n'a finalement jamais été réalisé en raison de changements de priorités des paramètres scientifiques clés, mais des résultats partiels ont été publiés (Cf. Gläß et al, 2005). Les résultats du projet de recherche CARLA - réalisé dans des conditions extrêmes d'altération de la roche hôte (Carnallite) – démontrent que la valeur requise de  $K < 2 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$  a été atteinte, même dans ces conditions difficiles (GTS, 2010).

- Mauke et al, 2012 ; Mauke & Herbert, 2015 : Éléments d'étanchéité conçus sur la base de barrages en béton de sel au sein du dépôt Morsleben (Allemagne) - exigence :  $K < 10^{-18} \text{ m}^2$

**Remarque :** Pour autant qu'on le sache, ces exigences élevées ne sont pas facilement atteignables en raison des propriétés de retrait du béton de sel (par contraction thermique induite et retrait spontané), malgré le recours à des injections de liants spéciaux à l'interface béton – roche encaissante. Néanmoins, des essais d'injection avec de la saumure pendant plusieurs années ont démontré que la perméabilité diminue jusqu'à atteindre la gamme des exigences en raison de la convergence du sel (cf ; Mauke & Herbert, 2015). Des observations similaires dans la mine de Asse confirment ces résultats (Cf. Heydorn et al, 2015).

En ce qui concerne le site de StocaMine, pour l'estimation des débits à travers les barrages, les conditions aux limites suivantes ont été prises en compte :

- Longueur de l'ouvrage : 6 à 20 m ;
- Surfaces jouant un rôle hydraulique pour les 19 barrages (Cf. Tabl. 5 - ) :
  - Surface du barrage + EDZ initiale (env. 0,5 m au niveau des piliers et plafonds et 1 m au niveau du mur) : 435,5 m<sup>2</sup> ;
  - Nouvelle EDZ après la découpe de l'EDZ précédente : épaisseur de 0,15 m soit 56.5 m<sup>2</sup> (avec K : 10<sup>-19</sup> m<sup>2</sup>, Cf. Fig. 18) ;
- Perméabilité intégrale (barrage et nouvelle EDZ) :
  - 2.10<sup>-16</sup> m<sup>2</sup> – Etat initial pessimiste, si l'on se réfère au projet CARLA (GTS, 2010) ;
  - 1.10<sup>-18</sup> m<sup>2</sup> – Etat techniquement atteignable au bout de quelques années, comme cela a été observé sur les sites pilotes de Morsleben et de Asse ;
  - ≤1.10<sup>-20</sup> m<sup>2</sup> – Prédiction de l'état final estimé après le fluage de la roche encaissante ;
- Effet de pression de saumure (gradient de pression) : Δp.

L'ennoyage de la mine est un processus évoluant avec le temps : entre le moment où la saumure atteint le stockage à 550 m de profondeur (en 240 ans d'après les hypothèses de l'INERIS) et l'ennoyage complet de la mine (en 305 ans d'après les hypothèses de l'INERIS), la pression hydraulique  $P_{t=240 \text{ ans}} = 0$  bar augmente rapidement à environ 6 MPa (correspondant à la colonne de saumure de 550 m de hauteur avec  $\rho_{\text{saumure}} = \text{env. } 1,1 \text{ g/cm}^3$ ).

Le débit à travers un barrage se calcule de la façon suivante (loi de Darcy) :

$$Q = \frac{(K_1.A_1 + K_2.A_2)}{\eta} \cdot \frac{\Delta p}{\Delta l} \quad (3-5)$$

Avec :

Q = débit (m<sup>3</sup>/an),

K<sub>1</sub> = perméabilité intégrale du barrage (m<sup>2</sup>),

A<sub>1</sub> = section transversale du barrage (m<sup>2</sup>),

K<sub>2</sub> = perméabilité intégrale de l'EDZ secondaire (m<sup>2</sup>),

A<sub>2</sub> = section transversale de l'EDZ secondaire (m<sup>2</sup>),

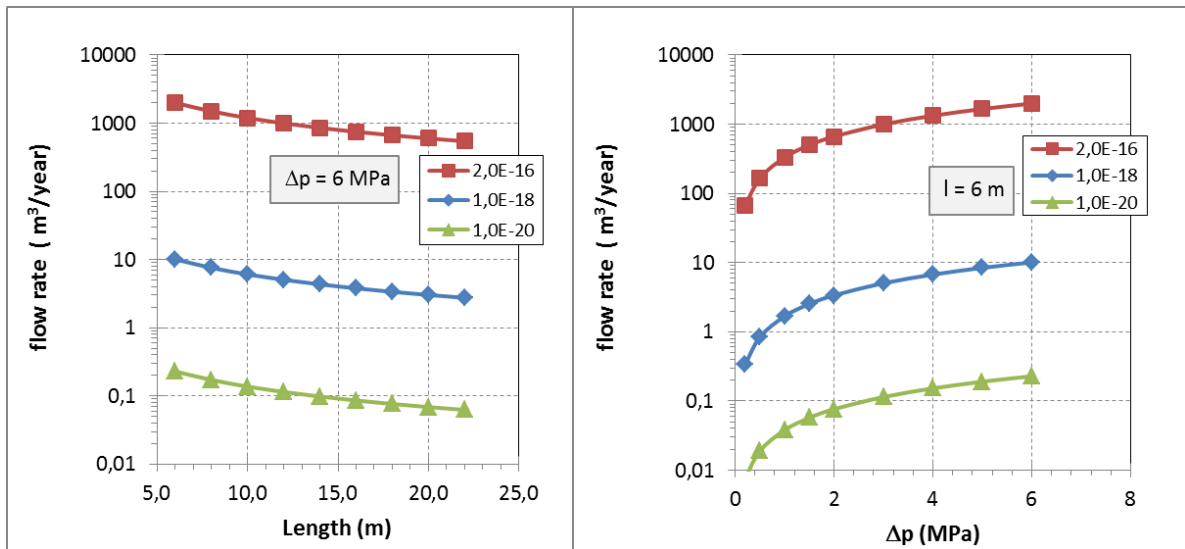
Δl = longueur du barrage

η = viscosité dynamique de la saumure (Pa.s)<sup>27</sup>,

Δp = pression de fluide (Pa)

La variation des conditions aux limites considérée se traduit en termes de débits à travers les barrages par les résultats présentés sur la Fig. 26.

<sup>27</sup> Une valeur de η de 1,38 mPa.s (d'après ERCOSPLAN) a été considérée. Toutefois, c'est une valeur conservative qui peut être supérieure suivant la salinité la composition de la saumure et la température.



**Fig. 26. Débits de saumure en fonction de la longueur du barrage de la pression du fluide**

C'est d'abord l'étanchéité à l'état initial qui gouverne l'entrée de saumure. Selon les connaissances actuelles, une étanchéité initiale de l'ordre de  $10^{-18} \text{ m}^2$  est techniquement réalisable, même avec des matériaux de construction courants comme le béton Sorel ou le béton de sel. Le débit total qui en résulte, inférieur à  $10 \text{ m}^3/\text{an}$ , dépend de la longueur de l'élément d'étanchéité et diminue en raison du fluage de la roche encaissante, ce qui va conduire à un confinement sûr, étanche.

Les éléments en bentonite n'acquièrent leur imperméabilité qu'à partir du moment où l'humidité pénètre dans le barrage et où une pression de gonflement s'exerce (de l'ordre de 1 à 2 MPa pour les briques de bentonite (Sitz *et al.* 2003). La perméabilité attendue après gonflement est de l'ordre de  $<10^{-20} \text{ m}^2$ .

Dans le détail, pour un barrage de 6 m, le débit augmente de  $0,51 \text{ m}^3/\text{an}$  au début de l'ennoiement<sup>28</sup> (pression nulle) à  $10 \text{ m}^3/\text{an}$  lorsque la totalité d la mine sera ennoyée<sup>29</sup> (pression de 6 MPa). Pour un barrage de 20 m, le débit augmenterait de  $0,15 \text{ m}^3/\text{an}$  à  $t=240$  ans à  $3 \text{ m}^3/\text{an}$  à  $t=305$  ans.

En considérant le processus de fermeture des vides, comme estimé à la section 2.3.3 (Cf. Tabl. 4 - et Fig. 8), le volume de vides résiduel à  $t=305$  ans est de l'ordre de  $30\,000 \text{ m}^3$  (estimation INERIS). En supposant des débits à long terme quasi-constant de  $10 \text{ m}^3/\text{a}$  pour  $t > 305$  ans, et en tenant compte de la fermeture progressive des vides liée à la convergence, le volume de vides résiduel sera rempli en 1000 ans environ. Il est à noter cependant que les estimations réalisées par ITASCA (en prenant en compte notamment l'impact d'un remblayage) donnent des temps de sortie de la saumure polluée beaucoup plus longs (de l'ordre de 20 000 ans).

En raison de la poursuite de la convergence (toutefois ralentie par la présence de saumure), une pression de fluide interne va se développer au sein du stockage scellé (une pression interne dans le stockage égale à la pression de saumure à l'extérieur des barrages résulte en un débit nul). La pression interne au stockage va continuer d'augmenter, et dépasser la pression de saumure à l'extérieur des barrages. Cela conduit après une période d'environ 1000 ans à une expulsion de

<sup>28</sup> A à  $t=240$  ans selon les estimations de l'INERIS

<sup>29</sup> A à  $t=305$  ans selon les estimations de l'INERIS

saumure de la zone de stockage vers l'extérieur. Toutefois, l'augmentation de la pression de pore dans le stockage va entraver le processus de convergence.

**Cela signifie que l'expulsion de saumure liée à la convergence et le débit de saumure associé sont fortement dépendants de l'étanchéité et de l'imperméabilité des barrages installés. Si la perméabilité intégrale est (comme estimé) de l'ordre de  $10^{-18} \text{ m}^2$ , aucune expulsion importante de saumure ne se produira avant environ 1000 ans (en considérant les caractéristiques du projet de confinement telles que celles prises en compte par l'INERIS). Ce délai résulte de l'entrée à basse pression de la saumure dans le stockage (à l'état initial) et de la capacité de stockage de saumure dans les vides du stockage<sup>30</sup>.**

Par conséquent, l'évolution ultérieure de la fermeture des vides dans la zone de stockage, i.e. l'expulsion de saumure polluée (la poursuite de la convergence étant le moteur de l'expulsion), dépend fortement des propriétés des matériaux de remblayage et des déchets restants. Si le matériau est assez rigide, le débit de sortie dépend l'évolution de la compressibilité des déchets à long terme.

### 3.3.5. Actions de remblayage dans la zone de stockage

ERCOSPLAN (2013) propose également un remblayage des vides de la zone de stockage, en complément de la construction des barrages, qui a pour principaux objectifs :

- La stabilisation de la convergence dans le stockage, et notamment de la convergence du toit (maintien de l'intégrité de la barrière géologique entre le stockage et la couche exploitée sus-jacente) ;
- La création de volume disponible pour la saumure.

Le volume de vides disponibles pour le remblayage dans le stockage est d'après ERCOSPLAN (2013) d'environ :

- Volume de vides dans les galeries :  $54\,700 \text{ m}^3$
- Volume de vides restant dans blocs de stockage :  $94\,300 \text{ m}^3$ .

Les matériaux et sources de remblai suggérés par ERCOSPLAN (2013) sont les suivants :

- Débris de sel gemme : Facile à extraire, mais une nouvelle zone d'extraction doit être ouverte.
- Béton de sel : il est obtenu par le mélange de ciment, de cendres volantes, de sel broyé et de saumure NaCl saturée. Le sel broyé remplace le gravier comme additif et la saumure remplace l'eau.
- Mortier de remplissage : il est obtenu à partir d'un mélange de sable, de graviers de roche dure (granite), de ciment et de saumure NaCl. Cette composition permet une répartition homogène des contraintes et est utilisée pour corriger les irrégularités des blocs.

D'après ERCOSPLAN (2013) :

- Etant donné qu'aucune exigence n'est formulée sur le remblayage en tant qu'élément du système de confinement multi-barrières, à la fois en termes de perméabilité et de stabilité à long terme des matériaux de construction, et dans la mesure où le rôle de confinement de la zone de stockage des déchets est entièrement assuré par les barrières

<sup>30</sup> d'où l'intérêt de mettre en place un remblayage comportant un volume de vides important



géotechniques (barrages de scellement), le remblayage sert principalement à remplir les vides.

- Il est donc possible d'envisager l'utilisation d'un mortier de remplissage (mêlé de saumure) ou de béton de sel comme matériau de remblayage, les deux pouvant être pompés, soit à partir d'une usine de fabrication de remblai de surface via des tuyaux qui descendraient vers la zone de stockage (en cas d'utilisation d'un ciment de remplissage), ou préparés à proximité des vides du stockage (dans le cas du béton de sel). En termes d'économie, le mortier de remplissage est considéré comme la meilleure alternative.
- Un pourcentage de remplissage de 95 % des cavités, qui correspond à environ 140 000 m<sup>3</sup> pourrait être obtenu en pompant le matériau liquide dans les vides du stockage.

Il convient de mentionner que des expériences durables de mesures de remblayage existent dans des mines de sel en Allemagne, utilisant différents types de mortier de remplissage. C'est le cas par exemple dans la région de Werra (Unterebreizbach) et à la mine de sel de Teutschenthal, mais la plupart de ces expériences n'ont fait l'objet d'aucune publication.

Cependant, même si les mesures de remblayage ne sont pas précisées, les remarques suivantes doivent être formulées :

- Le mortier de remplissage, ou plus précisément le remblayage hydraulique, représente une méthode de remblai minier populaire, appliquée dans plusieurs mines de sel, car elle permet de pomper des volumes importants de matériaux dans la mine, par exemple, à la mine Teutschenthal, environ 150 000 m<sup>3</sup> par an.
  - Le défi général consiste à définir les propriétés spécifiques du remblai. En règle générale, le remblai hydraulique se compose d'une fraction minérale granulaire pouzolanique avec de faibles quantités de liant (ciment), et des cendres volantes, du gypse ou du mâchefer, comme additifs pour améliorer la stabilité mécanique du remblai. Les remblais hydrauliques ou en pâte sont les types les plus couramment utilisés, mais leurs propriétés peuvent différer de manière significative.
  - Il convient donc de garder à l'esprit que, en fonction de la composition du mortier de remplissage, des quantités significatives d'eau ou de saumure (option privilégiée pour éviter les effets de la dissolution) sont nécessaires pour préparer un mortier de remblai apte à être pompé. Ainsi, dans le cas de Teutschenthal, le remblai se compose pour 50 % d'eau, qui n'est que partiellement liée avec les composants réactifs du liant. Par conséquent, au cours de la mise en place du matériau, un rejet d'eau direct d'environ 10 % est observé et doit être canalisé (c'est-à-dire pompé vers l'usine et utilisé à nouveau pour le mélange). Par ailleurs, de nombreux tests de chargement (simulant les conditions de contraintes in situ) ont démontré qu'il est possible d'extraire par pression la majorité de l'eau du mortier de remplissage au cours de l'action de convergence. Ainsi, dans les concepts de sûreté géomécanique de fermeture de la mine de Teutschenthal, on suppose qu'il est possible d'extraire par pression toute l'eau, qui doit ensuite être stockée dans un réservoir interne dans la zone de confinement.
- ⇒ En ce qui concerne le concept de sûreté de StocaMine, il est conseillé de minimiser l'eau libre dans la zone de stockage afin d'éviter la mobilisation de métaux lourds. Ainsi, les mesures de remblayage hydraulique ne constituent pas l'option privilégiée.
- ⇒ Cependant, *si un remblai granulaire est utilisé* (c'est-à-dire du gravier ou des cendres volantes injectées de façon pneumatique), *tous les aspects relatifs à la stabilité du toit sont respectés, et une capacité de stockage supplémentaire existe permettant de stocker temporairement le flux de saumure entrant à travers les barrages, et de retarder l'expulsion de saumure contaminée.*

### 3.3.6. Résumé

Les résultats des connaissances mentionnées ci-dessus, acquises lors de projets d'exploitation minière conventionnels et de projets de stockage de déchets dangereux, comparés au concept de barrières géotechniques développé sur le site de StocaMine, peuvent être résumés de la façon suivante :

- D'une façon générale, sur la base des expériences existantes concernant d'autres projets de scellement, **la mise en place de barrages de scellement à long terme dans des formations de sel avec une étanchéité suffisante est généralement possible**, mais la situation locale doit toujours être prise en compte ;
- La perméabilité intégrale initiale des barrages visée devrait être de l'ordre de  $< 10^{-18} \text{ m}^2$ , ce qui est possible d'un point de vue technique. Dans de telles conditions, les débits 'd'entrée' à travers les barrages sur le site de StocaMine seront inférieurs à  $10 \text{ m}^3/\text{an}$  ;
- La longueur du barrage efficace d'un point de vue hydraulique (longueur de l'élément d'étanchéité) doit être aussi longue que possible (jusqu'à 20 m), pour les raisons suivantes :
  - (1) Les défauts potentiels, par exemple, un écoulement latéral à travers l'EDZ ou la création de chemins hydrauliques supplémentaires en raison de l'afflux de solutions sous-saturées, auront une importance uniquement à l'extrémité du barrage. En outre, malgré les possibles effets de bords avec l'apparition de fissures locales liée à une surcharge mécanique, une section de barrage étanche sera préservée.
  - (2) Le gradient de pression au niveau du front de saumure sera inférieur.
- Le fait qu'historiquement, certains barrages n'ont été étanches qu'à la suite de mesures d'injection (avec des pressions d'injection de l'ordre de la pression lithostatique) montre l'efficacité de cette procédure, qui crée les conditions d'un barrage artificiel confiné. Cela permet de supposer que, pour un barrage mis sous contrainte par le processus de convergence, son fonctionnement (i.e. son étanchéité) est assuré.
- **Cela démontre l'importance de la validation des processus d'auto-scellement et d'auto-cicatrisation induits par la convergence (Cf. section 3.4).**
- Le concept d'étanchéité d'ERCOSPLAN propose un schéma de barrage possible, mais il convient de prendre en compte les éléments suivants :
  - L'exigence spécifiant que la bentonite est l'option de matériau de scellement à privilégier constitue une restriction significative. Cette exigence doit être démontrée car des solutions plus efficaces existent, permettant la mise en place de barrages plus longs, offrant une meilleure capacité de scellement ;
  - Les culées doivent être construites en tant qu'éléments assurant l'étanchéité et le support de la charge, en suivant également le principe de redondance et de diversité. L'option à privilégier semble être la construction de culées reposant sur la technologie de béton projeté, suivant le concept des barrages Wismut, qui permet d'éviter l'impact négatif des hautes températures au cours du durcissement.
  - Étant donné que des contraintes fortes en front de barrages sont inévitables, en raison de la poursuite de la convergence, les barrages doivent être supportés par des mesures de remblayage supplémentaires, par exemple, du sel broyé ou du gravier.

- En outre, des mesures d'injection sont recommandées, mais leur efficacité doit être spécifiée et testée (notamment, la nature de l'injection et la procédure d'injection doivent être définies).
- En vue d'améliorer le concept, l'efficacité d'un schéma de barrage plus long composé d'un seul matériau monolithique doit être démontrée (par exemple, du béton Sorel par la technique du béton projeté). Différentes options de matériaux existent :
  - L'unique avantage des matériaux de construction Sorel est qu'ils ne présentent aucun retrait spontané, c'est-à-dire que le matériau présente un volume constant sur le long terme. Cependant, la stabilité géochimique à long terme du matériau dans des solutions à dominante NaCl n'est pas garantie si la concentration en  $MgCl_2$  est inférieure à 50 g/L.
  - L'alternative du béton « Sole » (béton utilisant une solution de sel saturée) est recommandée comme option de matériau de construction dans les formations salines. Il peut être réalisé avec la technique du béton coulé ou du béton projeté. Cela nécessite néanmoins quelques efforts supplémentaires de développement du matériau de construction, en considérant les contraintes générales suivantes :
    - Stabilité vis-à-vis des contraintes de la roche encaissante liées à la convergence ;
    - Imperméabilité « technique » aux fluides i.e.  $k < 10^{-18} \text{ m}^2$ ;
    - Résistance à long terme des matériaux de construction aux solutions corrosives et aux gaz ;
    - Volume constant du matériau, ou au moins un retrait faible limitant les effets aux interfaces entre le barrage et la paroi de la galerie ;
    - Mécanismes d'action simples des composants ; la fonction de chaque composant devant être avérée.
  - Le barrage peut être réalisé avec la technique du béton coulé ou celle du béton projeté. Mais pour de multiples raisons, la technique du béton projeté est recommandée :
    - Avantages : pas de retrait thermique / un équipement simple et peu encombrant nécessaire ;
    - Contraintes : délai de réalisation important car chaque passé est limitée à environ 10 cm d'épaisseur
- Les mesures de remblayage dans la partie centrale de la zone de stockage sont recommandées pour minimiser les effets négatifs de la convergence et supporter la stabilité du toit. Toutefois, les mesures planifiées doivent être spécifiées plus en détail pour éviter de « nouveaux » impacts négatifs. En effet, les options de matériaux avec des mortiers de remplissage impliquant de quantités significatives d'eau, qui sera extraite par pression au cours de la convergence, directement dans la zone de stockage.
  - **La réalisation d'un remblai « sec » est impérative du point de vue de la sûreté.**

Les autres options de matériaux de remblayage sont, par exemple, le sel broyé, du gravier ou des matériaux à grains fins (par exemple, des cendres volantes, qui peuvent être déposées par un procédé pneumatique dans les vides du stockage).

- La possibilité d'installer via les mesures de remblayage, dans les vides du stockage encore ouverts, un réservoir de 'vides' permanent permettant un remplissage ultérieur par la saumure (par exemple, en utilisant du gravier ou des cendres volantes sèches) doit être démontrée, car il semble que cela constitue une option efficace pour retarder la saturation du stockage et réduire le flux de sortie de saumure contaminée hors du stockage.

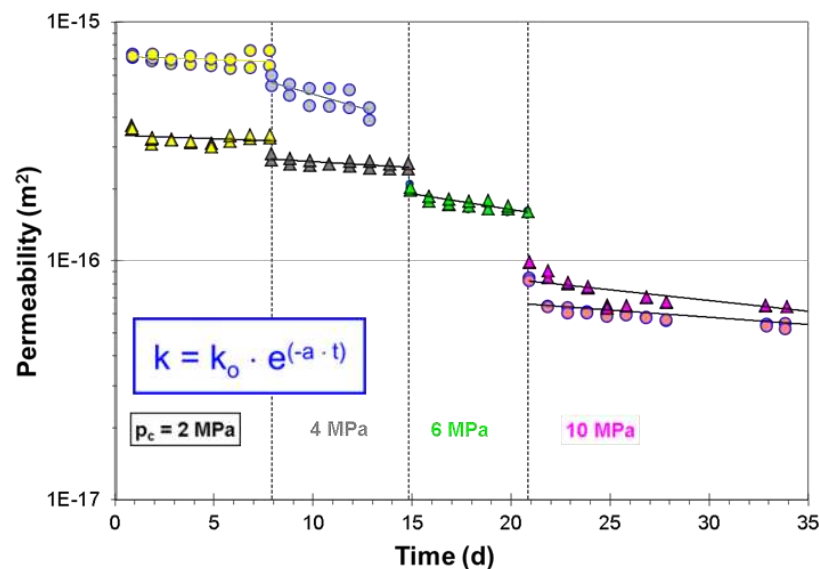
### 3.4. RÉCUPÉRATION DE L'INTÉGRITÉ HYDRAULIQUE DANS LA ZONE DE STOCKAGE

Dans le concept de confinement sûr de déchets dangereux dans du sel, il est généralement admis que les vides souterrains creusés seront fermés, et que les zones perturbées dans les zones environnantes adjacentes (EDZ) seront fermées ou cicatrisées, en raison de la convergence par fluage du sel. Il est entendu qu'une période de plusieurs centaines ou milliers d'années est requise (selon le taux de convergence) pour que le sel soit complètement cicatrisé. La démonstration de cette propriété est une question centrale dans l'appréciation de la sûreté pour un stockage de déchets, car elle prévient les impacts négatifs qui seraient dus à l'existence de voies secondaires autour des scellements d'étanchéité.

Des expériences en laboratoires et des tests sur le terrain, ainsi que des calculs numériques et des observations d'analogues naturels, peuvent être utilisés pour démontrer que ces propriétés (cicatrisation du sel) sont effectives dans les conditions du stockage de déchets de StocaMine.

#### 3.4.1. Résultats de laboratoire

En laboratoire, l'évolution de la compaction avec le temps et le processus de cicatrisation du sel peuvent être étudiés uniquement avec des tests prolongés utilisant des échantillons préalablement endommagés, c'est-à-dire ayant subi un essai de résistance triaxiale (Cf. *Bérest et al., 2001 ; Schulze, 2007*). Les paramètres importants à mesurer sont la perméabilité et/ou la porosité. A titre d'illustration, les résultats de mesures réalisées sur deux échantillons de sel dilatés sont présentés sur la Fig. 27.



**Fig. 27. Évolution de la perméabilité en fonction du temps lors d'une charge isostatique par paliers - Résultats de deux expériences (triangles et cercles), correspondant à des conditions similaires d'endommagements préalables (Popp et al., 2012)**

Dans la figure précédente, la compaction est réalisée à  $T = 25 \text{ °C}$  par l'application d'une pression isostatique élevée par paliers jusqu'à  $P_{\text{iso}} = 10 \text{ MPa}$  (durée totale de l'essai d'environ 35 jours). La perméabilité initiale (échantillon endommagé) est de l'ordre de  $10^{-15} - 10^{-16} \text{ m}^2$  (correspondant à l'état initial observé à StocaMine, Cf. section 3.2.5). L'application d'une charge isostatique sur les échantillons dilatés résulte en une réduction spontanée, bien que faible, de la perméabilité et de la porosité (non montrée ici). Pendant les paliers de charge constante, la diminution de la porosité et de la perméabilité se poursuit, avec un comportement transitoire de courte durée au démarrage du palier, où une diminution plus marquée de ces paramètres est détectée jusqu'à ce qu'une diminution plus ou moins stationnaire soit obtenue.

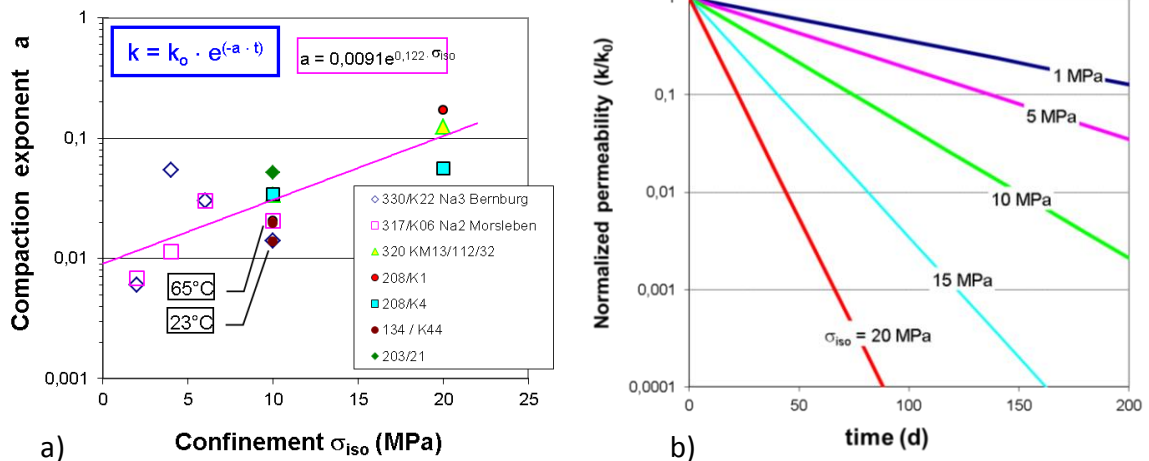
En première approche, les résultats des expériences de compaction prolongée avec des durées de plusieurs mois démontrent que la perméabilité du sel sec à une pression hydrostatique donnée diminue exponentiellement avec le temps, selon la formule suivante :

$$k = k_0 \cdot e^{(-a \cdot t)}$$

Où  $k_0$  = perméabilité initiale ;  $a$  = coefficient de compaction (Cf. Fig. 28a) et  $t$  = temps (jours)

Comme illustré sur la Fig. 28a, le coefficient de compaction varie selon un facteur 10 en fonction de la pression, alors que la température semble avoir une moindre importance.

**L'extrapolation de l'efficacité de tels processus de compaction suggère que dans des conditions isostatiques, le sel gemme dilaté peut être scellé mécaniquement sur de courtes échelles de temps** (Cf. Fig. 28b). Il faut toutefois préciser qu'en réalité, l'efficacité de la compaction dépend également de la structure des microfissures (par exemple si des plans de fissures se sont translattés, ou si une mylonitisation s'est produite (broyage intense), entravant la fermeture de la fissure).



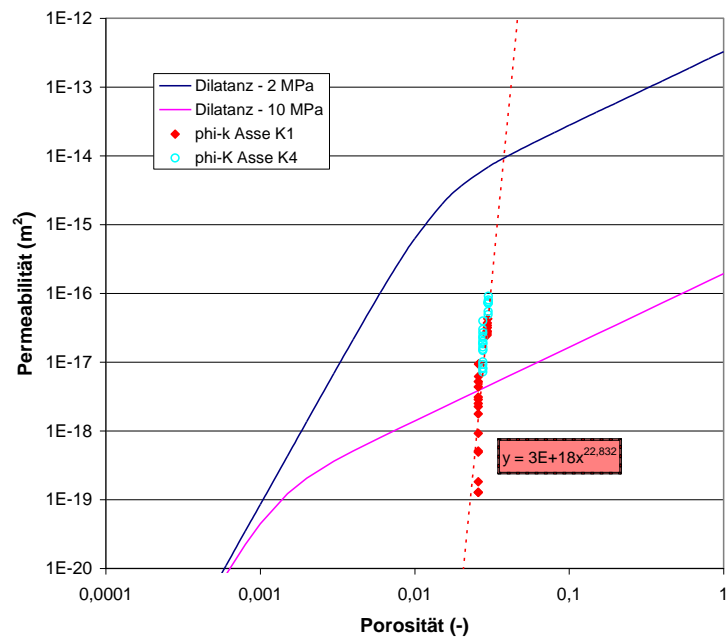
*Evaluation de la compaction en adoptant une approche exponentielle simple.*

*Evolution de la perméabilité normalisée à différents paliers de pression selon les coefficients de compaction correspondants prédéterminés*

**Fig. 28. Réduction de la perméabilité dans le temps en fonction de la pression (Popp et al., 2012).**

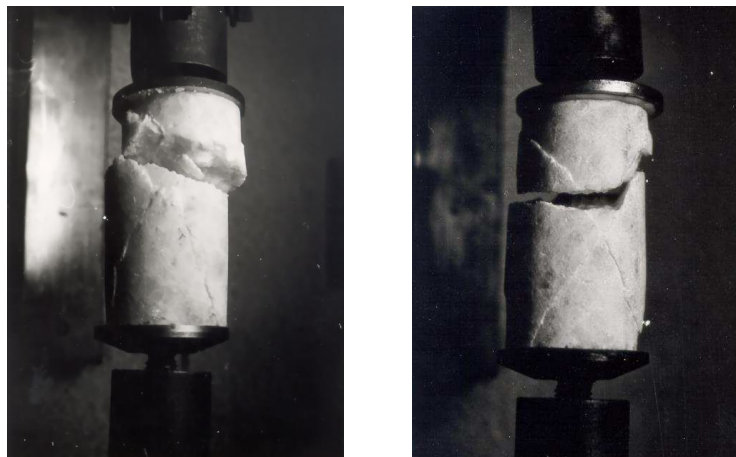
Par ailleurs, comme cela est illustré sur la Fig. 28, il peut être établi que la recompaction du sel dilaté avec la fermeture de fissures est plus efficace que le phénomène inverse, à savoir la création d'un réseau de fissures pénétrant. Cela s'explique facilement, car des interruptions locales de chemins hydrauliques existant sont déjà suffisantes pour entraîner une réduction significative de la perméabilité.





**Fig. 29.** Relation perméabilité / porosité pour du sel dilaté à  $\sigma_{min} = 2$  et 10 MPa (Cf. Popp, 2002) et cas inverse de compaction de sel prédilaté (sel de Asse, échantillon 208 / K1 et K4) (Popp et al. 2007).

Enfin, la cicatrisation des fractures est également un fait dûment documenté par des essais de tension directe sur des échantillons de sel anciennement fissurés et ayant subi un confinement triaxial (Cf. Fig. 30). Une nouvelle fracture est créée au lieu d'activer d'anciens plans de fracture. Cela démontre la cicatrisation des anciennes fractures.



**Fig. 30.** Développement de nouveaux plans de fractures lors des tests directs de résistance à la traction après confinement (et donc consolidation) d'échantillons de sels anciennement fracturés (d'après MINKLEY et al., 2005)

### 3.4.2. Observations sur le terrain

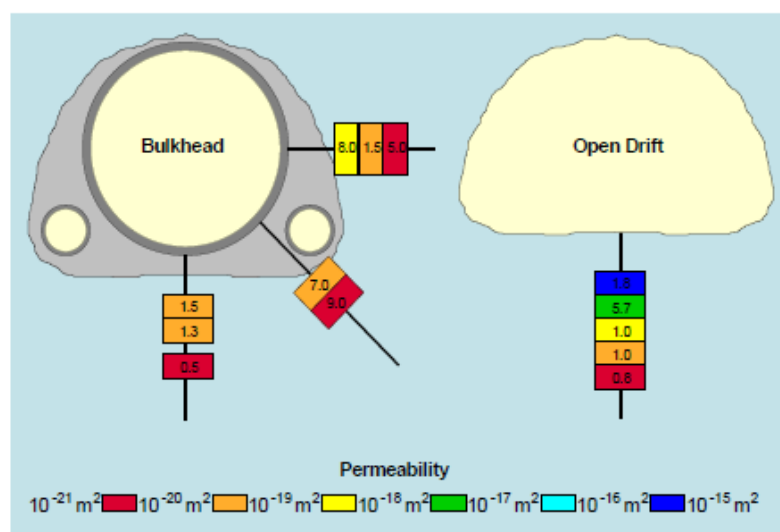
Dans la phase post-fermeture, après la fin de l'excavation et du remblayage, la contrainte tangentielle dans le sel gemme diminue progressivement par fluage, jusqu'à atteindre un état de contrainte isostatique (Cf. Fig. 31). Par conséquent, l'état de contrainte dans l'EDZ passera du domaine dilatant au domaine non dilatant. Ceci provoquera à minima la compaction de l'EDZ et de ce fait une réduction de perméabilité.

Le rétablissement, au moins partiel, de l'intégrité hydraulique de l'EDZ dans des conditions in situ a été récemment confirmé par des recherches sur l'unique site d'essais existant, à savoir la mine de sel de Asse située à une profondeur de 700 m (Cf. *Wieczorek & Schwarzianek, 2004*).



**Fig. 31. Fermeture des vides souterrains ; observations dans la mine de sel de Asse d'une galerie en partie remblayée (résidus de lixiviation à chaud de la potasse) – échelle graphique environ 30 cm**

Dans cette mine, une cloison coulée en acier d'environ 20 m de longueur a été installée dans une galerie remblayée avec du béton en 1914. Des mesures de perméabilité démontrent que sous le mur de la galerie ouverte, une EDZ typique s'est développée, de 1,5 m de profondeur et dont la perméabilité atteint  $10^{-16} \text{ m}^2$ . Autour de la cloison en acier, cependant, la perméabilité a diminué à des valeurs comprises entre  $10^{-20} \text{ m}^2$  et  $10^{-19} \text{ m}^2$ .



**Fig. 32. Profils de perméabilité à proximité de la cloison et de la galerie ouverte adjacente**

Le 'recouvrement' de la perméabilité est lié à l'augmentation de la contrainte au contour de la roche, qui a été récemment confirmée par la réalisation de mesures de fracturation hydraulique sur le site.

Cependant, comme la cloison en acier ne représente pas un cas réel de barrage de scellement fabriqué en matériau étanche, un exemple plus réaliste démontrant la cicatrisation de la zone de contact peut être observé sur le barrage pilote de Asse. Une butée a été construite en béton de sel sur le site au début des années 90 à une profondeur d'environ 950 m (Cf. *GSF, 1991*). Bien que cet élément ait été construit comme une butée pour soutenir la charge, cela permet de faire des recherches sur les propriétés de cette butée en lien avec (1) l'efficacité de la cicatrisation de l'EDZ, et (2) l'évaluation des barrages en béton de sel comme éléments potentiellement multifonctions.

Environ 15 ans après la construction de la butée, un programme de mesures complexe a été réalisé, comprenant (Cf. *Gläß et al. 2005*) :

- des mesures de perméabilité,
- des investigations par fracturation hydraulique,
- des examens ultrasons de la zone de contact,
- des tests en laboratoire (résistance à la traction et au cisaillement à l'interface entre le sel et le béton, etc.).

Bien que ce barrage pilote ne soit construit que comme un barrage sans aucune exigence spéciale concernant l'étanchéité hydraulique, les mesures de perméabilité ont montré les résultats suivants :

- Béton de sel :  $k = 6.10^{-19} - 4,4.10^{-24} \text{ m}^2$ ,
- EDZ:  $k = 6,5.10^{-21} - 2.10^{-24} \text{ m}^2$ ,
- Zone de contact entre le sel et le barrage :  $k < 10^{-18} \text{ m}^2$ .

Concernant la zone de contact, il faut signaler que dans l'un des cas, au niveau du toit (à un endroit où le béton est de moindre qualité, en raison de l'arrêt manuel du joint du toit) des perméabilités plus élevées ont été observées. Cependant, les essais de cisaillement et de traction ont démontré une *grande cohésion entre le béton de sel et le sel* (Cf. Fig. 33), i.e. la résistance à la traction est de l'ordre de celle du sel intact :  $\sigma_T = 1,2 \pm 0,3 \text{ MPa}$ .



**Fig. 33. Coupe du matériau (diamètre = 100 mm) au niveau de la zone de contact entre le béton de sel et le sel. La flèche désigne les contours du sel étanche**

Par conséquent, on peut conclure que la récupération de l'intégrité hydromécanique de la zone de contour et du matériau de construction lui-même a été clairement démontrée.

Toutefois, l'influence de la profondeur, dont dépend la contrainte minimum qui évolue avec le temps, est prépondérante.

### 3.4.3. Évaluations des conditions du site - Simulations numériques

ITASCA (2013b) présente une analyse numérique détaillée de l'évolution de la perméabilité du sel à long terme. L'objectif de cette étude était d'évaluer l'évolution de la perméabilité du sel autour des barrages de scellement en bentonite du site de StocaMine.

Des modèles de galeries simples et doubles situés aux emplacements des barrages de scellement ont été créés en utilisant le logiciel FLAC3D. Pour l'état initial, le sel constituant les galeries où sont localisés les barrages a été introduit en considérant 10 ans de fluage, à compter de la fin de l'excavation. L'évolution de la contrainte dans le sel, autour des barrages de scellement, a alors été prise en compte pour permettre d'estimer l'évolution de la perméabilité du sel dans le champ proche.

En se basant sur un modèle en milieu poreux, ITASCA a introduit une relation empirique entre le changement de perméabilité et le changement de contrainte liée à la déformation élastique des pores :

$$k = k_0 \frac{e^{-x C_p \Delta \sigma}}{1 - \phi_0^{-x C_p \Delta \sigma}} \quad (3-6)$$

$k_0$  et  $\phi_0$  sont respectivement la perméabilité et la porosité initiales de la roche intacte ;

$x$  est un facteur qui tient compte de la tortuosité, qui représente le caractère non rectiligne des trajectoires du fluide au sein du milieu poreux, et également du fait que les changements de porosité peuvent être associés à la création de nouveaux pores ou à l'augmentation de l'ouverture des pores existants ;

$C_p$  représente la compressibilité des pores, qui met en relation la variation de la structure des pores et les variations de la contrainte hydrostatique.

De manière simplifiée, on a :

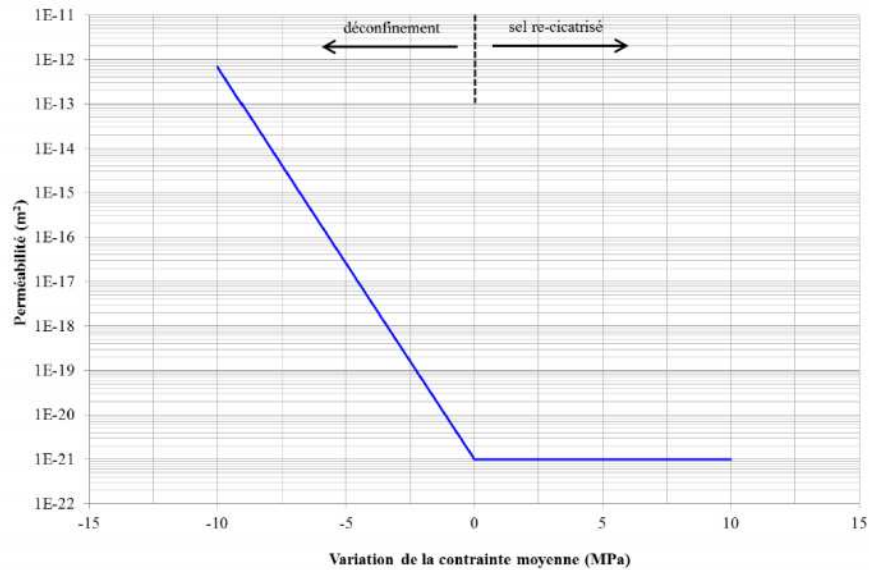
$$k \propto \phi^n \quad \text{Avec } n = 1 \text{ à } 5, \text{ d'après Stormont \& Daemen (1992)} \quad (3-7)$$

En utilisant les données des perméabilités mesurées par IBEWA, les paramètres de la loi de Stormont ont été calés (en particulier, la compressibilité des pores  $C_p$  et le terme  $x$  de Kozeny-Carman). Le Tabl. 6 - résume les valeurs calées.

**Tabl. 6 - Paramètres de la loi de Stormont calés au sel de StocaMine**

Paramètres	Symboles et unités	Valeur
Compressibilité des pores	$C_p$ (MPa <sup>-1</sup> )	0.45
Facteur de Kozeny-Carman	$x$ (-)	4.5
Porosité initiale	$\phi_0$	0.1%
Perméabilité initiale	$k_0$ (m <sup>2</sup> )	$10^{-21}$

On obtient une relation contrainte/perméabilité (représentée sur la Fig. 34) qui constitue un outil pour évaluer l'évolution de la perméabilité en fonction de la contrainte. Une valeur minimale de perméabilité en deçà de laquelle la perméabilité ne peut pas descendre a été considérée, elle équivaut à la perméabilité du sel gemme intact ( $10^{-21}$  m<sup>2</sup>). La perméabilité ne peut pas être inférieure à cette valeur, même lors d'un état de contrainte plus important que la roche intacte initiale.



**Fig. 34. Loi de variation de la perméabilité avec la variation de la contrainte moyenne du sel (ITASCA, 2013b)**

**Remarque :** Il est à noter que l'approche poro-élastique, utilisée par ITASCA, est une simplification significative puisque le processus réel d'endommagement du sel, qui dépend de la déformation plastique du sel sous l'action d'un champ de contrainte, n'est pas simulé. Par conséquent, en se basant uniquement sur cette description phénoménologique, une modification de l'état de contrainte provoquerait instantanément la quasi-fermeture ou ouverture des fissures, c'est-à-dire des changements de perméabilité. Les changements de perméabilité dans le sel environnant sont donc surestimés, si seul le gradient de contrainte est considéré. Ceci n'est pas réaliste<sup>31</sup>.

Cependant, les calculs donnent un premier aperçu de l'évolution de l'état de perméabilité du site en fonction du temps.

Les calculs de l'évolution de la perméabilité autour des barrages sont réalisés par ITASCA en deux étapes, couvrant une période de temps de 5 000 ans :

- (1) Dans un premier temps, la simulation de l'état initial, avec (a) une première phase d'excavation des galeries par déconfinement progressif de la section excavée et relaxation progressive de la contrainte ; (b) une simulation d'une période de fluage de 10 ans. Il s'ensuit un déconfinement significatif du champ proche autour de la galerie, qui résulte en un changement de perméabilité, compte tenu de la relation contrainte / perméabilité mentionnée précédemment.

Les valeurs de perméabilité obtenues sur le pourtour sont de l'ordre de  $>10^{-18}$  m<sup>2</sup> à  $10^{-15}$  m<sup>2</sup> voire plus, en fonction de la profondeur de l'EDZ et de la géométrie du champ de contrainte. Cela est cohérent avec les valeurs mesurées par IBEWA (voir section 3.2.5).

- (2) Dans un deuxième temps, après installation du barrage, une récupération des contraintes normales sur le contour se produit. Elle est due à l'interaction de la convergence avec le

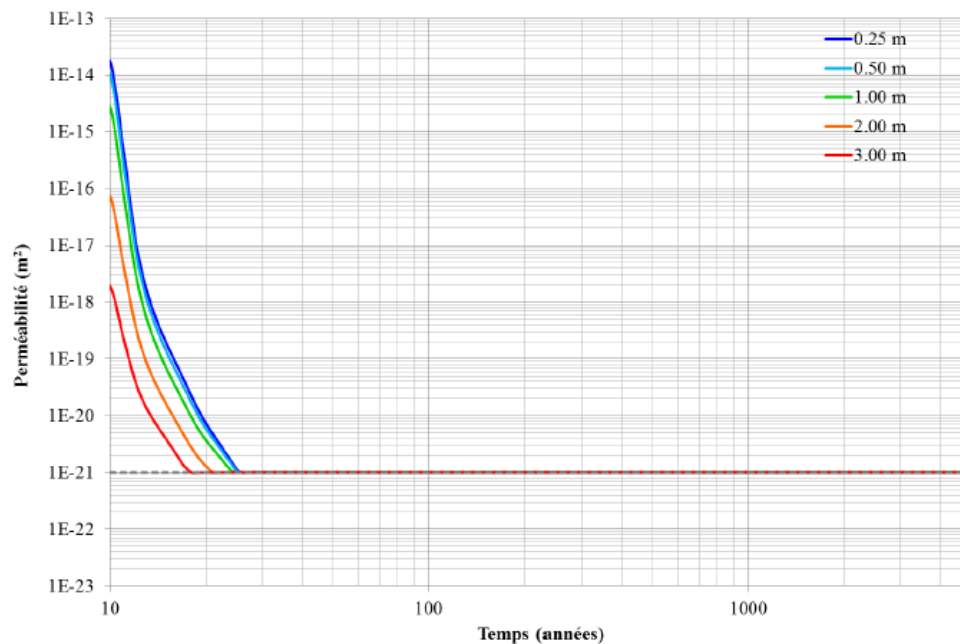
<sup>31</sup> Une description plus réaliste est donné par l'exemple décrit en Fig. 18, où la dilatance est d'abord calculée (nouvelle porosité de fissures), puis la perméabilité résultante est estimée via une relation porosité / perméabilité. Il en résulte alors que la zone de contour dilatée (EDZ), qui correspond à une zone hydrauliquement plus perméable, est limitée à quelques mètres, parce qu'à 1 ou 2 mètres de la paroi, l'augmentation de la contrainte minimum limite la perméabilité, comme cela est confirmé par les mesures de perméabilité et de fracturation hydraulique in-situ.



barrage qui présente une raideur plus ou moins importante. La récupération de la contrainte dépend de l'action du fluage qui évolue avec le temps, mais les résultats numériques montrent une réduction efficace de la perméabilité dans le temps.

La Fig. 35 montre l'évolution de la perméabilité selon plusieurs épaisseurs de l'EDZ sur une période de 5 000 ans.

Cela montre clairement que le développement d'une contrainte normale et la réduction de perméabilité associée se produisent très rapidement, dans les 100 premières années. Au cours de cette phase, les éléments de barrages sont comprimés et le sel gemme environnant est reconfiné. Il atteint la valeur de perméabilité minimum de  $10^{-21} \text{ m}^2$ .



**Fig. 35. Évolution de la perméabilité sur plus de 5 000 ans le long du profil vertical du toit d'une galerie fermée (extrait d'ITASCA, 2013b)**

### 3.4.4. Conclusions

Les études précédemment présentées permettent d'affirmer que :

**Le sel gemme dilaté a la capacité de sceller, et sans doute de cicatiser<sup>32</sup> les endommagements existants si l'état de contrainte revient à son état initial après l'installation des barrages et la fermeture du stockage.**

Il s'agit d'un élément essentiel au confinement sûr des déchets, car on sait que l'apparition d'une zone endommagée (EDZ) pouvant générer des phénomènes s'apparentant à des courts circuits hydrauliques est inévitable pendant la création d'ouvertures souterraines. Cet aspect a été démontré à différentes échelles, par des tests en laboratoire et sur site.

<sup>32</sup> La cicatrisation désigne, d'un point de vue physique, la restauration de la cohésion entre les plans de la fissure, principalement grâce aux phénomènes de fluage par apport d'un fluide et de recristallisation, comme décrit, par exemple, par Urai & Spiers, en 2007. Une description s'appuyant sur des bases solides permettant de quantifier cet effet n'est cependant pas disponible.

Les observations in situ, c'est-à-dire les analogues techniques, démontrent la récupération de l'intégrité hydraulique dans la masse de sel dilatée et l'EDZ. Parmi les références bien documentées, citons :

- La cloison en acier de la mine de Asse ;
- Le barrage pilote de la mine de Asse ;
- Le site de Merkers, où l'intégrité hydraulique a été restaurée après la secousse de 1989 (voir la section 3.2.4).

De nouveaux tests en laboratoire ont permis d'étudier le temps et la pression nécessaires à la fermeture et à la cicatrisation des fissures du sel gemme auparavant dilaté, en termes de perméabilité et de porosité, dans des conditions bien maîtrisées.

Il faut signaler qu'il n'existe pas de relation perméabilité/porosité unique, valable à la fois pour la déformation dilatante et pour le processus inverse, la compression triaxiale. Cependant, le processus inverse de fermeture des fissures pendant la recompression est plus efficace, c'est-à-dire que la perméabilité diminue davantage lors d'une réduction faible de la porosité, que le processus initial d'augmentation de perméabilité de fissures en cas de dilatation (*Popp et al., 2007*).

En outre, il est établi que les fractures de sel cicatrisent sous l'action de contraintes normales et en présence d'eau, bien qu'il n'existe actuellement pas de loi de comportement reconnue.

En considérant une approche simplifiée fondée sur la poro-élasticité associant contrainte et perméabilité, ITASCA (2013b) a mené une étude complète illustrant les étapes les plus importantes du creusement et de la fermeture des cavités du stockage de StocaMine :

- L'excavation de la galerie et le fluage sur une période de 10 ans engendrent une augmentation de la perméabilité jusqu'à une valeur de  $10^{-14}$  m<sup>2</sup> près des parois de la galerie. En s'éloignant de la paroi, la perméabilité redescend avec des valeurs de  $10^{-18}$  à  $10^{-19}$  m<sup>2</sup> à une distance de 3 m. De plus, il a aussi été observé que la variation de la perméabilité après l'excavation survient très rapidement après le début de la simulation de fluage ;
- La mise en place des barrages cause une réduction drastique de la vitesse de convergence de la galerie au droit de la partie en bentonite et en béton. Le reconfinement du sel qui en découle cause une réduction de la perméabilité très rapide jusqu'à la valeur initiale du sel de  $10^{-21}$  m<sup>2</sup> dans les premières dizaines d'années après l'installation du barrage, ce qui permet d'éviter toute surprise d'invasion rapide du stockage par la saumure ;
- A long terme, la fermeture des zones supérieures exploitées entraînera des changements de contraintes dans le champ lointain. Cependant, cela ne provoquera qu'une augmentation supplémentaire de la contrainte qui s'arrêtera à des contraintes lithostatiques correspondant à la profondeur, dans des conditions isostatiques. La perméabilité du sel autour des barrages n'est ainsi pas affectée par ce changement de contraintes et reste de l'ordre de  $10^{-21}$  m<sup>2</sup> sur le long terme.

**Ainsi, les performances des barrages construits sur le site de StocaMine sont obtenues avant 100 ans (voire une trentaine d'années selon ITASCA), ce qui a un impact important sur le scénario d'entrée d'eau dans le stockage.**

## 4. RÉSUMÉ ET CONCLUSIONS

L'arrivée d'eau sur le site de StocaMine étant inévitable, des mesures appropriées de scellement doivent être mises en œuvre pour assurer un confinement sûr des déchets restant dans la zone de stockage (et des substances toxiques qu'ils contiennent), afin d'exclure tout risque vis-à-vis de la biosphère.

Les mines de sel constituent l'option privilégiée pour ce type de stockage si un concept de fermeture multi-barrière est réalisé. Afin de justifier le confinement sûr, les composants les plus cruciaux sont (1) la barrière géologique et (2) l'ensemble des mesures techniques (en particulier, le remblayage et les mesures de scellements).

Dans le présent rapport, le concept de fermeture actuel de StocaMine déposé par MDPa dans le cadre du Dossier de demande (janvier 2015) a été examiné, du point de vue des aspects géomécaniques associés.

Concernant les éléments clés de l'évaluation, en première partie de rapport (section 2), un résumé des connaissances actuelles sur le comportement mécanique du sel gemme a tout d'abord été présenté. Puis, la partie principale de la section 2 a concerné l'évaluation des scénarios de convergence décrivant la fermeture des vides souterrains dans la zone de stockage, en interaction avec les phénomènes d'endommagement, d'envoyage, et de convergence à long terme. La seconde partie du rapport (section 3) présente l'ensemble du concept multi-barrières géotechnique qui assure la sûreté à long terme du confinement des déchets stockés, en considérant (1) l'intégrité de la barrière géologique, (2) le concept de fermeture technique (installation de barrages et mesures de remblayage), (3) le rétablissement de l'intégrité hydraulique dans la masse de sel dilaté (EDZ). Les résultats de chaque section sont synthétisés dans des résumés et conclusions.

D'une façon globale, les conclusions sont les suivantes:

- Les études géomécaniques réalisées par l'INERIS fournissent la base fondamentale pour discuter des différents scénarios du devenir du site de stockage de StocaMine. La connaissance générale spécifique au site (par exemple les propriétés géomécaniques du sel) est suffisante pour décrire le comportement à court et à long terme de la masse de sel :
  - Comparé à la roche de sel d'autres sites de stockage (par exemple en Allemagne), le fluage du sel alsacien est relativement rapide, c'est-à-dire que le taux de convergence des vides souterrains est favorablement élevé, ce qui résulte en un rétablissement rapide des contraintes lithostatiques autour des barrages de scellements des galeries.
 

Une lacune mineure des études disponibles est la non-prise en compte de l'accélération du fluage lors de l'envoyage, liée à des processus de déformations assistées par le fluide.
  - Malgré cette lacune, les scénarios de convergence considérés, qui décrivent l'évolution du taux de convergence avant, pendant et après la phase d'envoyage sont plausibles et correspondent aux observations faites pendant l'envoyage dans d'autres mines de sel.
- Sur le site de StocaMine, un concept de barrières géotechniques a été développé par MDPa, pour lequel les barrières géologiques (en plus des barrières géotechniques) constituent des éléments décisifs de sûreté afin de garantir l'absence de risque vis-à-vis de la biosphère sur le long terme. La roche de sel à l'état non perturbée est considérée comme imperméable, c'est pourquoi le concept de confinement sûr est justifié, pour autant que l'intégrité de la barrière géologique ne soit pas remise en cause pendant la totalité de la période considérée par l'étude de sûreté.

- La formation saline entourant la zone de stockage est un élément clé de la sûreté du confinement. C'est pourquoi la démonstration d'une épaisseur suffisante et de l'intégrité de cette barrière interne, quel que soient les conditions de contraintes à court et à long terme, est essentielle. Bien que l'épaisseur de cette barrière sur le site de StocaMine, entre la zone de stockage et la couche de potasse exploitée sus-jacente, soit seulement de l'ordre de 25 m, cette épaisseur est jugée suffisante sur la base des connaissances disponibles et des expériences d'analogues naturels et techniques ;
  - L'endommagement du sel gemme environnant a été évaluée par l'INERIS à l'aide d'un modèle numérique, utilisant des lois de comportements des matériaux adaptées, et calé avec des mesures de contraintes et de perméabilités réalisées sur le site. Il en ressort que l'endommagement est généralement limité à quelques mètres autour de la paroi des vides souterrains, y compris dans le cas de l'endommagement additionnel créé par l'incendie du bloc 15. Les résultats obtenus dans les différentes études de modélisation du site (INERIS, ITASCA) correspondent très bien aux résultats obtenus sur d'autres sites ;
- Néanmoins, il faut mentionner que l'analyse réalisée par l'INERIS ne se réfère pas de façon explicite aux critères bien connus de dilatance et de contrainte minimum, qui offrent une explication simple des portions de roche endommagée ou saine.
- Le recouvrement de l'intégrité hydraulique après la fermeture du stockage se produit en raison de l'aptitude du sel à s'auto-sceller et s'auto-cicatriser, ce qui est très important pour la fonctionnalité des barrages de scellements.
  - L'analyse de la stabilité des piliers dans la zone de stockage, basée sur une relation empirique développée pour les mines de sel conventionnelles, démontre que les vides de la zone de stockage sont stables pendant la phase d'exploitation et à long terme.
- Il est prévu d'isoler la zone de stockage avec 19 barrages dans des galeries simples et doubles, à 12 endroits différents, avec comme objectifs (1) d'éviter ou de minimiser l'entrée de saumure dans la zone de stockage et (2) de retarder l'expulsion de saumure polluée à l'extérieur de la zone de stockage. Sur la base des recommandations de l'INERIS, un concept technique a été développé par ERCOSPLAN (2013), qui consiste en des barrages de 18 m de long constitué d'un noyau de 6 m de bentonite (élément de scellement) et de deux butées de béton de 6 m positionnées de part et d'autre.

Sur la base d'une longue expérience relative à la construction de barrages dans des mines de sel conventionnelles, et des nouveaux résultats issus de recherches récentes, concernant le stockage de déchet chimiques toxiques ou radioactifs dans les mines de sel (notamment en Allemagne), le concept d'ERCOSPLAN peut être considéré comme un concept possible, mais des améliorations sont suggérées, sur la base de concepts de barrages actuels en mines de sel.

- L'élément de scellement doit être le plus long possible, c'est à dire que les butées dans le concept d'ERCOSPLAN doivent être construites de façon à agir à la fois comme soutien de charge et comme éléments de scellement. Une longueur de 11 m, telle qu'envisagée par l'ITASCA (2013b), est jugée suffisante.
- L'exigence qui consiste à considérer la bentonite comme matériau de scellement privilégié constitue une limitation significative, car sans cette contrainte, des solutions plus performantes existent. L'efficacité d'un barrage monolithique en tant qu'alternative doit être démontrée.
- Les butées ou les barrages peuvent être réalisés en béton coulé ou en béton projeté, mais, pour plusieurs raisons (notamment un retrait thermique limité, un

meilleur contact avec la roche encaissante, et une souplesse de travail plus grande), la technique du béton projeté est recommandée.

- Il existe des matériaux variés pour la construction d'éléments en bétons. Les exigences générales permettant de sélectionner le matériau sont spécifiées (par exemple une résistance mécanique et une étanchéité suffisante).
- Les mesures de remblayage dans la zone de stockage sont recommandées pour minimiser les effets négatifs de la convergence, et pour maintenir la stabilité du toit de la zone de stockage. Mais les mesures planifiées doivent être spécifiées de façon plus détaillée afin d'éviter de « nouveaux » impacts négatifs. Les options de matériaux avec du mortier de remplissage requièrent des quantités significatives d'eau liée uniquement physiquement, qui va être expulsée sous l'action de la convergence directement dans la zone de stockage. Ainsi :
  - La réalisation d'un remblayage sec est un impératif du concept de sûreté. "Sec" signifie que sous l'augmentation des contraintes liée à la convergence, aucun fluide n'est expulsé du matériau ;
  - La possibilité d'installer un réservoir de 'vides' permanent permettant ultérieurement d'être rempli par la saumure (par exemple en utilisant des graviers ou des cendres volantes comme matériau de remblayage) dans les vides actuels de StocaMine doit être étudiée, car cela semble être une mesure efficace pour réduire significativement la sortie de saumure polluée de la zone de stockage ;
  - De plus, l'option de mesures de remblayage par du sel broyé à l'avant des barrages doit être considérée car cela peut permettre, après une période de consolidation suffisante, de retrouver l'efficacité d'une barrière naturelle.
- Le rétablissement de l'intégrité hydraulique dans la zone de stockage est essentiel car lors de l'excavation des vides souterrains, une zone endommagée (EDZ) s'est inévitablement créée. Celle-ci peut jouer un rôle de court-circuit hydraulique. Cependant, d'après les résultats des études présentées précédemment, il peut être affirmé que la roche de sel dilatée a la capacité de sceller (et probablement de cicatriser) les endommagements existants, si l'état de contrainte revient à l'état initial après l'installation des barrages et la fermeture du stockage. Ainsi, comme cela est démontré par modélisation numérique, la performance des barrages à StocaMine est obtenue après une période de moins de 100 ans (voire une trentaine d'année selon ITASCA). Cela a un impact significatif sur le scénario d'entrée d'eau dans le stockage.

Pour conclure, l'expert constate que le concept de MDPA, complété par les rapports d'expertise de l'INERIS et d'autres organismes spécialisés (dont ITASCA), forme une base très complète pour l'évaluation géomécanique du concept de fermeture par rapport aux exigences applicables à la sécurité à long terme. L'analyse des documents présentés montre que le concept de "confinement sûr" des polluants dans une formation salifère peut effectivement être mis en œuvre pour le site de StocaMine.

Elle ne soulève aucun nouvel aspect susceptible de remettre en question la suite des opérations de scellement prévues.

Indépendamment de cela, des recommandations détaillées devront être fournies pour certaines mesures permettant de renforcer davantage le niveau de sécurité existant, ou des précisions requises pour atteindre effectivement les objectifs.



## 5. BIBLIOGRAPHIE

- ABVO (1996): Allgemeine Bergverordnung über Untertagebetriebe, Tagebaue und Salinen im Oberbergamtsbezirk Clausthal-Zellerfeld
- Aland, H.-J.; Handke, N.; Leuschner, J.; Bodenstein, J.; Maelzer, K.; Sitz, P.; Gruner, M.; Springer, H. (1999): Langzeitfunktionstüchtiger Streckenverschluß aus kompaktiertem Bentonit im Bergwerk Sondershausen. Glückauf 135 (1999) 3, S. 134 - 139 + Kali und Steinsalz 12 (1999) 9, S. 24 - 29 + Geotechnik 22 (1999) 1, S. 56 - 62
- Beauheim, R. L., & Roberts, R. M. (2002): Hydrology and hydraulic properties of a bedded evaporite formation. J. Hydrology 591, 66-88.
- Berest, P., Brouard, B., Feuga, B., Karimi-Jafari, M. (2008): The 1873 collapse of the Saint-Maximilien panel at the Varangéville salt mine. Int. Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 45 (2008) 1025-1043.
- Berest, P., Brouard, B. & de Greef, V. (2001). The influence of permeability and stress on spherical hollow salt samples. Salt permeability testing RFP 98-1-part 2.
- BGR (1977): Langzeitsicherheit radioaktiver Abfälle - Katalog geeigneter geologischer Formationen in der Bundesrepublik Deutschland. Bundesanstalt für Geo-wissenschaften und Rohstoffe, Hannover.
- BGR (1995): Endlagerung stark wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in tiefen geologischen Formationen Deutschlands. Untersuchung und Bewertung von Salzformationen. Hannover: BGR-Archiv-Nr. 111 089 (im Auftrag des BMU).
- BGR (2006): Untersuchung und Bewertung von Regionen mit potenziell geeigneten Wirtsgesteinsformationen. Hannover (im Auftrag des BMWi).
- Comité de pilotage StocaMine (COPIL) (2011): Rapport d'expertise. Juillet 2011. <http://www.StocaMine.com/media/1061/Conclusions%20COPIL.pdf>.
- Cosenza, P. (1996): Sur les couplages entre comportement mécanique et processus de transfert de masse dans le sel gemme. Thèse de l'Université Paris 6.
- Cosenza, Ph., Ghoreychia, M., Bazargan-Sabeta, B. & de Marsilyc, G. (1999): In situ rock salt permeability measurement for long term safety assessment of storage. Intern. J. Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 36 (4), 509–526.
- Cristescu, N. & Hunsche, U. (1991): A constitutive equation for salt, 7th Int. Cong. Rock Mech., Aachen, Sept. 16-20, Balkema.
- Davies, P.B. (1991): Evaluation of the role of threshold pressure in controlling flow of waste-generated gas into bedded salt at the Waste Isolation Pilot Plant WIPP. Sandia National Laboratory Report SAND 90 3246.
- DBE / DBE Technology GmbH (2008): Überprüfung und Bewertung des Instrumentariums für eine sicherheitliche Bewertung von Endlagern für HAW: AP5: Nachweiskonzept zur Integrität der einschlußwirksamen technischen Barrieren.- Peine, April 2008.

- Eilers, G., Mauke, R., Gläß, F., Preuss, J., Fischle, W., Linn, M., Schmidt, H., Müller-Hoeppe, N., & Schimpf, C. (2003): Sealing of the Morsleben Repository, Germany, Proc. WM'03 Conf., Tucson AZ, USA, 2003.
- ERCOSPLAN (2013): Conceptual design for dam constructions and partial backfill for the isolation of the StocaMine underground waste disposal site. Follow-up report N° EGB 07-042N01.
- Fliß, Th. (2003): Entwicklung eines Algorithmus zum Entwurf und zur Abschätzung der mehr-axialen Beanspruchungen von Mauerwerksverbänden unter Berücksichtigung der Langzeitstabilität, sowie Bestimmung der Verbandsparameter. - Dissertation, TU-Freiberg.
- Fischle, W.; Schwieger, K. (1987): Untersuchungen an einem Abschlussbauwerk im Kalisalzbergwerk Hope. Kali und Steinsalz 9 (1987), Heft 11.
- Freyer, D., Gruner, M. & Popp, T. (2015): Zusammenhang von Chemismus und mechanischen Eigenschaften des MgO-Baustoffs / Relationship between geochemical and geomechanical properties of magnesia building material. FKZ 02E10880, Project duration: 01.12.2010 – 30.09.2014, Final Report, 150p.
- Gläß, F., Mauke, R., Eilers, G., Preuss, J., Schmidt, H., Lerch, C. & Müller-Hoeppe, N. (2005): Investigation of a salt concrete seal in the Asse salt mine. WM'05. Conference, 27.02. – 03.03. 2005, Tucson, AZ.
- GRS (2008): Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle in Deutschland. Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit GRS mbH, Öko Institut e. V., Sept. 2008.
- Gruner, M.; Elert, K.-H.; Schwandt, A.; Sitz, P. (2003): Salzton - natürliches Analogon für Bentonitdichtelemente im Salinar. Kali und Steinsalz (2003) Nr. 2, S. 12 - 17.
- GSF - Stockmann et. al. (1991): „Dammbau im Salzgebirge - Testplan—“; GSF-Bericht 35/91, 1991.
- GTS (2005): Grube Teutschenthal Sicherungs GmbH „Entwicklung eines Grundkonzeptes für langzeitstabile Abschlussbauwerke (Streckendämme) im leichtlöslichen Salzgestein (Carnallit) in UTD und UTV (02C0942)“ März 2005.
- GTS (2010): Grube Teutschenthal Sicherungs GmbH (Knoll P., FINDER M. und Kudla W.) „Entwicklung eines Grundkonzeptes für langzeitstabile Streckendämme im leichtlöslichen Salzgestein (Carnallit) (02C1204), Teil 2: Erprobung von Funktionselementen in situ.“ Dezember 2010.
- TB6 (Teilbericht 6): „Modellberechnungen für das Komplettbauwerk“, IfG vom 31.08.2010, 55 Seiten, 17 Abbildungen, 1 Tabelle sowie 116 Seiten Anlagen.
- TB7 (Teilbericht 7) Priestel U., Glaubach U. und Kudla W. „Errichtung und Test von Funktionselementen (Modulen)“, TU Bergakademie Freiberg, 3.12.2010.
- Heydorn, M., Teichmann L., Meyer T., Schneefuß J. (2015): „Schachthanlage Asse II - Anwendungsversuch Pilotströmungsbarriere PSB A1.“ Fachgespräch Verschlussysteme aus Magnesiabaustoff, Freiberg 28.-29. April 2015 Materialienband unter [http://www.ptka.kit.edu/downloads/ptka-wte-e/FG\\_Verschluss\\_2015\\_Vortraege\\_Web-Version.pdf](http://www.ptka.kit.edu/downloads/ptka-wte-e/FG_Verschluss_2015_Vortraege_Web-Version.pdf).
- Hunsche, U. (1993): Failure behaviour of rock salt around underground cavities, 7th symp. on Rock Salt, Kakinana H. Ed., Elsevier B., Amsterdam.
- Hunsche, U., and Schulze, O. (1996). Effect of humidity and confining pressure on creep of rock salt. In: Ghoreychi, M., Berest, P., Hardy Jr., H. R., and Langer, M. (eds.), "The Mechanical

- Behavior of Salt III: Proceedings of the 3rd Conference”, held at Palaiseau, France, 1993. Trans Tech Publications, Clausthal Zellerfeld.
- Hunsche, U. & O. Schultze (2002): Humidity induced creep and its relation to the dilatancy boundary. In Proc. 5th Conf. Mech. Beh. of Salt, 73–87. Rotterdam: Balkema.
- Hunsche, U., Schulze, O., Walter, F. & Plischke, I. (2003): Projekt Gorleben. Thermomechanisches Verhalten von Salzgestein. 9G2138110000, BGR, Hannover.
- Hunsche, U. & Schulze, O. (2003): The dilatancy concept – a basis for the modelling of coupled T-M-H processes in rock salt. In: Davies, C., and Bernier, F. (eds.; 2005), “Impact of the excavation disturbed or damaged zone (EDZ) on the performance of radioactive waste geological repositories – Proceedings of a European Commission Cluster Conference and Workshop”, held at Luxembourg; 3 5 November 2003. European Commission Report EUR 21028.
- IBEWA (2013a): StocaMine, France – Determination of in situ permeability in the StocaMine – Preliminary results. Document IBEWA « KB\_k-T2-1+2\_IBEWA\_170113.pdf ».
- IBEWA (2013b): StocaMine, France – Determination of in situ permeability in the StocaMine – Preliminary results. Document IBEWA « ZB\_k-T2-4\_IBEWA\_250313.pdf ».
- INERIS (2010): Etude géomécanique du stockage de StocaMine. Rapport d'étude N° DRS-10-108130-14273A.
- ITASCA (2013a): Evaluation des flux potentiels de saumure contaminée à partir du stockage de Wittelsheim. Rapport d'étude N° 13R-001/A3.
- ITASCA (2013b): Wittelsheim waste repository. Rock salt permeability evolution. Report No. 13R-016/A3E.
- Kamlot P., Weise, D., Gärtner G. & Teichmann L. (2012): Drift sealing elements in the Asse II mine as a component of the emergency concept— assessment of the hydro-mechanical functionality. In: Berest, P., Ghoreychi, M., Hadj-Hassen, F. & Tijani, M.: Mechanical Behavior of Salt VII. Taylor & Francis group, London N, ISBN 978-0-415-62122-9, 479-489.
- Kazan, Y. N. (1994): Comportement Thermo-Elasto-Viscoplastique des ouvrages souterrains dans le sel gemme. Dissertation for the ENSMP.
- Knipping, B. & Herrmann, A.G. (1985): Mineralreaktionen und Stofftransporte an einem Kontakt Basalt-Carnallit im Kalisalzhorizont Thüringen der Werra-Serie des Zechsteins. - Kali und Steinsalz, Vol. 9, S. 111-124.
- Kock, I., Eickemeier, R., Frieling, G., Heusermann, S., Knauth, M., Minkley, W., Navarro, M., Nipp, H.-K., Vogel, P., (2012): Integritätsanalyse der geologischen Barriere. Bericht zum Arbeitspaket 9.1, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS-286, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH; Köln.
- Laouafa, F. (2010): Critical analysis of the geomechanical studies of StocaMine storage, study report INERIS-DRS-10-108130 - 04240 2 April.
- Mauke, R.; Stahlmann, J.; Mohlfeld, M. (2012): In-situ verification of a drift seal system in rock salt – operating experience and preliminary results: Proceedings of the 7th Conference on the Mechanical Behaviour of Salt, April 2012, Paris. 401 - 411.
- Mauke, R. & Herbert, H.-J. (2015): Large scale in-situ experiments on sealing constructions in underground disposal facilities for radioactive wastes – Examples of recent BfS- and GRS-activities. Progress in Nuclear Energy. 05/2015; DOI: 10.1016/j.pnucene.2015.04.010.

- MDPA, (2008): Mémoire 5: Mining subsidence and stabilisation of the land, p. 556-631.
- Minkley, W. (2004): "Back Analysis Rock Burst Völker-shausen 1989," in H. Konietzky, (Ed.): Numerical Model-ing of Discrete Materials in Geotechnical Engineering, Civil Engineering & Earth Sciences. 1st Inter-national UDEC/3DEC Symposium, Bochum, Germany, September 2004, Leiden: Balkema, 105-112,.
- Minkley, W. (2004): Gebirgsmechanische Beschreibung von Entfestigung und Sprödbrucherscheinungen im Carnallitit. - Schriftenreihe des Institutes für Gebirgsmechanik - Band 1, Shaker Verlag, Aachen.
- Minkley, W., Mühlbauer, J., Naumann, D. & Wiedemann, M. (2005): Prognose der dynamischen Langzeitstabilität von Grubengebäuden im Salinar unter Berücksichtigung von Diskontinuitäts- und Schichtflächen, Förderkennzeichen 02 C 0892, Abschlußbericht, Institut für Gebirgsmechanik GmbH, Leipzig 30.07.2005.
- Minkley, M.; Popp, T. (2010): Sicherheitsabstände zur vorläufigen Dimensionierung eines untertägigen Endlagers für wärmeentwickelnde Abfälle im Salzgebirge. VSG-Memo (IfG). 29.10.2010.
- Minkley, W.; Berest, P.; Schleinig, J. P.; Farkas, F.; Böttge, V. (2012): Dynamic back calculation of the collapse of the Saint-Maximilien mining field during mining on rock salt in Varangéville (1873). p. 241-252, Taylor and Francis, The Mechanical Behavior of Salt: 7th Conference (SaltMech7): Paris, France.
- Minkley, W., Popp, T., Salzer, K., Gruner, M., Böttge, V. (2013): Hydro-mechanical properties of the Red Salt Clay (T4) – Relevancy of the minimum stress criterion for barrier integrity. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C. Available online 3 June 2013 <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1474706513000545>.
- Natau, O. (1997): Geotechnische Nachweise zur Standsicherheit von Untertagedeponien im Salzgestein. Felsbau 16 (1997), S. 466-472.
- Peach, C. J. (1991): Influence of deformation on the fluid transport properties of salt rocks. Geol. Ultraiectina. 77, 233 pp.
- Pelzel, J., Hemmann, M. & Seifert, G. (1972): Ursachen und Entwicklung der Senkungserscheinungen und Erdfälle bei der Flutung der Grube Friedenshall bei Bernburg. Ber. Deutsch. Ges. geol. Wiss, A, Geol. Paläont., 17 (2), 191-219.
- Plischke, I. (2007): Determination of mechanical homogenous areas in the rock salt mass using creep properties for a Classification scheme. Proceedings of the 6th Conference on the Mechanical Behavior of Salt "SALTMECH6", Hannover. Germany, 22-25 May 2007.
- Popp, T. 2002. Transporteigenschaften von Steinsalz – Modellierung der Permeabilitäts-Porositäts-Beziehung. Meyniana 54, Seite 113-129, Kiel.
- Popp, T., Kern, H., and Schulze, O. (2001). Evolution of dilatancy and permeability in rock salt during hydrostatic compaction and triaxial deformation. J. Geophys. Res. 106(B3), 4061-4078.
- Popp, T., Wiedemann, M., Kansy, A. & Pusch, G. (2007): Gas transport in dry rock salt – implications from laboratory investigations and field studies. In: Wallner, M., Lux, K., Minkley, W., and Hardy Jr., H. R. (eds.), "The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes. Proceedings of the 6th Conference (SaltMech6)", held at Hannover, Germany; 22-25 May 2007.
- Popp, T., Salzer, K., Weise, D. & Wiedemann, M. (2010): Hydraulische Barrierenintegrität von carnallititischem Salzgebirge, Kali und Steinsalz, Heft 2/2010, 16 – 23.

- Popp, T. Minkley, W., Salzer, K. & Schulze, O. (2012): Gas transport properties of rock salt—synoptic view. In: Berest, P., Ghoreychi, M., Hadj-Hassen, F. & Tijani, M.: Mechanical Behavior of Salt VII. Taylor & Francis group, London N, ISBN 978-0-415-62122-9, 143-153.
- Popp, T., Minkley, W., Wiedemann, M., Salzer, K. & Dörner, D. (2015). Gas pressure effects on salt – the large scale in-situ test Merkers. Mechanical Behaviour of Salt VIII, Ed.: L. Roberts, CRC Press 2015, pp. 127–135.
- Pouya, A. (1991): Comportement rhéologique du sel gemme. Application à l'étude des excavations souterraines. ENPC dissertation.
- Rothfuchs, T., Wieczorek, K., Hunsche, U., Hansen, F., & Brewitz, W. 2005. EDZ in rock salt. Section 4.2 in: Davies, C., and Bernier, F. (eds.; 2005), "Impact of the excavation disturbed or damaged zone (EDZ) on the performance of radioactive waste geological repositories – Proceedings of a European Commission Cluster Conference and Workshop", held at Luxembourg; 3 5 November 2003. European Commission Report EUR 21028.
- Siemann, M. G. (2007): Herkunft und Migration mineralgebundener Gase der Zechstein 2 Schichten in Zielitz. Kali und Steinsalz, Heft 3/2007, 26 – 41.
- Sitz (2003): Entwicklung eines Grundkonzeptes für langzeitstabile Streckenverschlussbauwerke für UTD im Salinar, Bau und Test eines Versuchsverschlussbauwerkes unter realen Bedingungen.- BMBF - Förderkennzeichen 02C05472.
- Schreiner, W. & Kamlot, P. (1991a): Berechnungsmethodik zur Prognose der zeitlichen Übertragung der beim Salzbergbau untertägig induzierten Senkungsvorgänge durch das Deckgebirge bis zur Tagesoberfläche. Neue Bergbautechnik, 21. Jg., Heft 5 • Mai 1991, 184-188.
- Schreiner, W. & Kamlot, P. (1991b): Berechnungsmethodik zur Prognose des untertägigen Senkungsgeschehens bei Anwendung des Kammerbaus mit nachgiebigen Pfeilern im Salzbergbau Neue Bergbautechnik, 21. Jg., Heft 8, August 1991, 305-310.
- Schulze, O. (2007): Investigation on damage and healing in salt. In: M. Wallner, K.H. Lux, W. Minkley & H. R. Hardy. The Mechanical Behaviour of Salt – Understanding of THMC Processes in Salt. 6th Conference (SaltMech6), Hannover, Germany, 22–25 May 2007. Publ.. Taylor and Francis, ISBN. 9780415443982, 17 – 26.
- Salzer, K., Schreiner, W., & Günther, R. M. (2002): Creep law to describe the transient, stationary and accelerating phases. In: Cristescu, N. D., Hardy Jr., H. R. Simionescu, R. O. (eds.), "The Mechanical Behavior of Salt V; Proceedings of the 5th Conference (MECASALT V)", held at Bucharest, Romania; 9 11 August 1999.
- Stormont, J. C. & Daemen, J. J. K. (1992): Laboratory study of gas permeability changes in rock salt during deformation. In: International journal of rock mechanics and mining sciences & geomechanics abstracts. Pergamon. p. 325-342.
- Südkurier (2002): Rätsel um Pyrolyse-Koks-Brand. Südkurier 03.09.2002. <http://www.suedkurier.de/region/hochrhein/rheinfelden/Raetsel-um-Pyrolyse-Koks-Brand;art372615,34001>.
- Thorel, L. (1994): Plasticité et endommagement des roches ductiles – Application au sel gemme. École Nationale des Ponts et Chaussées dissertation.
- Thorel, L. Ghoreychi, M. & Cosenza, P. (1996): Rocksalt damage & failure under dry and wet conditions, 4th Conf. on the Mech. Behavior of Salt. Penn-State Univ (USA), June 17-18, 189-202.



- Tincelin, E. & Wilke, L., (1991). Gemeinsame gutachterliche Stellungnahme für die Flutung und Aufgabe des Salzbergwerks Plömnitz. unveröff..
- Uhlenbecker, F. W. (1974): Neuere Forschungsergebnisse in der Gebirgsmechanik aus dem Salzbergbau. In: Kali und Steinsalz 6 (1974), H. 9, S. 308 – 314.
- Uhlenbecker, F. W. (1978): Neuere Forschungsergebnisse in der Gebirgsmechanik im Hinblick auf den Abbau von carnallitischen Kaliflözen. Fünftes Internationales Salzsymposium in Hamburg 1 (1978), S. 413 – 422.
- Urai, J.L., Spiers., C.J., Zwart, H.J. & Lister, G.S. (1986): "Water weakening effects in rock salt during long term creep," Nature 324, pp. 554-557.
- Urai, J., and Spiers, C. (2007): The effect of grain boundary water on deformation mechanisms and rheology of rock salt during long term deformation. In: Wallner, M., Lux, K., Minkley, W., and Hardy Jr., H. R. (eds.), "The Mechanical Behavior of Salt – Understanding of THMC Processes: Proceedings of the 6th Conference (SaltMech6)", held at Hannover, Germany; 22 25 May 2007.
- Vouille, G. (1990): Safety study of a project to store toxic waste in the Amélie Mine. Mechanical aspects of the problem. École des Mines de Paris.
- Wagner, K. (2005): Beitrag zur Bewertung der Sicherheit untertägiger Verschlussbauwerke im Salinargebirge, Dissertation, TU Bergakademie Freiberg.
- Warren, J. K. (2006): Evaporites. sediments, resources and hydrocarbons. Springer.
- Wedekind, C., Schreyer, J. & Groß, U. (2003): Standsicherheits- und Gebrauchsfähigkeitsanalyse – Ergebnisse der Überwachung der Flutungsdruckdämme bei der Flutung der Grube Königstein. Vortrag zum 32. Geomechanik Kolloquium am 14.11.2003 in Leipzig.
- Wieczorek, K. & Schwarzianeck, P. (2004): Untersuchung zur Auflockerungszone im Salinar (ALPHA2), Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS Bericht GRS 198.
- Wolf, J. & Noseck, U. (2015): Natural Analogues for containment providing barriers for a HLW repository in salt. Swiss Journal of Geosciences. April 2015. DOI 10.1007/s00015-015-0184-1.