

**Rapport
14R-028A1**

19 janvier 2015

*A l'attention de
Alain ROLLET
Jacky ROMAN*

**Stockage de Wittelsheim.
Etude de comparaison entre les barrages
en bentonite et les barrages en béton
Sorel**

*Auteur : CAMUSSO Marco
Vérificateur : BILLAUX Daniel
Approbateur : BILLAUX Daniel*

ITASCA CONSULTANTS, S.A.S.

64, Chemin des Mouilles,
F-69134 ECULLY Cedex
Tel: 33 (0)4 72 18 04 20
Fax : 33 (0)4 72 18 04 21
Email : itasca@itasca.fr
Web site : www.itasca.fr

 **ITASCA**
Consultants, s.a.s.

SUIVI DES MODIFICATIONS

Version	Modifications	Date
A1	Emission initiale	19 décembre 2014
A2	Ajout des calculs de perméabilité du sel	19 janvier 2015

Sommaire

1.	Introduction	11
2.	Modèles de comportement	13
2.1.	Sel.....	13
2.2.	Déchets du stockage.....	14
2.3.	Coulis de remplissage	18
3.	Détermination de la vitesse de remplissage du stockage par la saumure	22
3.1.	Hypothèses.....	22
3.1.1.	Les différents cas de calculs	22
3.1.2.	Géométrie	23
3.1.3.	Les propriétés	27
3.2.	Résultats obtenus	28
3.2.1.	Arrivée de la saumure à 421 ans.....	30
3.2.2.	Arrivée de la saumure à 240 ans.....	38
4.	Simulation de la fermeture du stockage avant l'envoiage	46
4.1.	Fermeture des différentes configurations de galeries.....	46
4.1.1.	Géométrie des modèles	46
4.1.2.	Conditions aux limites et initialisation des contraintes	50
4.1.3.	Phasage général	50
4.1.4.	Introduction du coulis de remplissage et des déchets dans les tunnels.....	53
4.1.5.	Résultats des modèles locaux	55
4.2.	Fermeture globale du stockage	60
4.2.1.	Résultats pour les deux scénarios de déstockage	62
4.2.2.	Estimation de la date d'envoiage du stockage.....	65
5.	Evolution du stockage après l'envoiage	68
5.1.	Effet de la saumure sur la fermeture, modèles locaux	68
5.2.	Evaluation du flux potentiel de saumure contaminée à l'extérieur des barrages	73
5.3.	Fermeture du stockage après envoiage : barrages en bentonite.....	74
5.4.	Fermeture du stockage après envoiage: barrages en béton Sorel	76
5.5.	Flux massique des polluants sortant des barrages	78
6.	Conclusion	80
6.1.	Méthode, résultats intermédiaires	80
6.2.	Flux de saumure polluée et de mercure.....	80
7.	Annexe A : Evolution de la perméabilité du sel autour des barrages en béton Sorel	82
7.1.	Loi de variation de la perméabilité du sel avec la contrainte	82
7.2.	Description des modèles.....	84
7.2.1.	Géométrie des barrages.....	84
7.2.2.	Géométrie des modèles	85
7.2.3.	Conditions aux limites et initialisation des contraintes	89
7.2.4.	Modèles de comportement	92
7.2.5.	Interfaces	95
7.3.	Etapes de la modélisation	97
7.4.	Résultats des simulations.....	99
7.4.1.	Longueur des appuis en béton standard, L = 6 m.....	102
7.4.2.	Longueur des appuis en béton standard, L = 3 m.....	108
7.4.3.	Absence des appuis en béton standard, L = 0 m.....	114

Liste des figures

Figure 2-1 : Résultats des essais triaxiaux à différentes pressions de confinement sur des éprouvettes de déchets REFIOM.	15
Figure 2-2 : Définition des paramètres du modèle de Cam-Clay sur le diagramme p-v [5].	16
Figure 2-3 : Essai œdométrique des déchets REFIOM : comparaison entre les résultats de laboratoire et les résultats de FLAC3D.	17
Figure 2-4 : Essais triaxiaux sur les déchets REFIOM : comparaison entre les résultats de laboratoire et les résultats obtenus avec FLAC3D (hauteur initiale des éprouvettes = 65 mm, valeur estimée à partir des photos données dans le rapport ASGA, [4]).	17
Figure 2-5 : Résultats des essais œdométriques en termes de tassement sous contrainte aux échéances de 1, 2 et 3 mois.	20
Figure 3-1 : Coupe des terrains contenant le stockage.	23
Figure 3-2 : Légende pour la coupe des terrains.	24
Figure 3-3 : Géométrie du modèle, niveau 23.	25
Figure 3-4 : Géométrie du modèle, niveau 23. Détail du maillage sur une coupe à milongueur du barrage.	25
Figure 3-5 : Géométrie du modèle, niveau 25.	26
Figure 3-6 : Géométrie du modèle, niveau 25. Détail du maillage sur une coupe à mi-longueur du barrage.	26
Figure 3-7 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 23 »	30
Figure 3-8 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 23 »	30
Figure 3-9 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 23 »	31
Figure 3-10 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m ³ . Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 23 »	31
Figure 3-11 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 25 »	32
Figure 3-12 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 25 »	32
Figure 3-13 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 25 »	33
Figure 3-14 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m ³ . Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 25 »	33
Figure 3-15 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »	34
Figure 3-16 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »	34
Figure 3-17 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »	35
Figure 3-18 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m ³ . Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »	35
Figure 3-19 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »	36
Figure 3-20 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »	36

Figure 3-21 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »	37
Figure 3-22 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m ³ . Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »	37
Figure 3-23 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 23 »	38
Figure 3-24 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 23 »	38
Figure 3-25 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 23 »	39
Figure 3-26 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m ³ . Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 23 »	39
Figure 3-27 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 25 »	40
Figure 3-28 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 25 »	40
Figure 3-29 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 25 »	41
Figure 3-30 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m ³ . Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 25 »	41
Figure 3-31 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »	42
Figure 3-32 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »	42
Figure 3-33 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »	43
Figure 3-34 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m ³ . Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »	43
Figure 3-35 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »	44
Figure 3-36 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »	44
Figure 3-37 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »	45
Figure 3-38 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m ³ . Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »	45
Figure 4-1 : Modèle 2D des voies d'accès au stockage.	47
Figure 4-2 : Modèle 2D des voies d'accès au stockage. Vue zoomée au droit des galeries.	47
Figure 4-3 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage.	49
Figure 4-4 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage. Vue zoomée au droit des galeries.	49
Figure 4-5 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage. Géométrie des galeries au moment de la mise en place du coulis de remplissage.	50
Figure 4-6 : Géométrie du modèle global du site de StocaMine prenant en compte l'excavation des vides miniers ainsi que de l'ensemble du stockage.	51

Figure 4-7 : Evolution des contraintes verticales à 20 m au-dessus du stockage sur 1000 ans. La ligne en pointillés représente l'évolution moyenne. L'origine de l'axe du temps correspond au moment de l'excavation des galeries. 52

Figure 4-8 : Evolution des contraintes verticales à 20 m au-dessus du stockage sur 100 000 ans. La ligne en pointillés représente l'évolution moyenne. 52

Figure 4-9 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage. Géométrie des galeries et du coulis de remplissage au moment de sa mise en place dans le modèle..... 53

Figure 4-10 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage. Géométrie des galeries et du coulis de remplissage au moment de sa mise en place dans le modèle..... 54

Figure 4-11 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage. Géométrie des galeries et des déchets au moment de leur mise en place dans le modèle. 55

Figure 4-12 : Comparaison entre l'évolution des vides obtenue dans FLAC3D et l'évolution corrigée (modèle de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis). 56

Figure 4-13 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Evolution du volume des vides sur 1000 ans. 57

Figure 4-14 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans..... 57

Figure 4-15 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage remplies par le coulis. Evolution du volume des vides sur 1000 ans. 58

Figure 4-16 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage remplies par le coulis. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans..... 58

Figure 4-17 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par les déchets. Evolution du volume des vides sur 1000 ans. 59

Figure 4-18 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par les déchets. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans..... 59

Figure 4-19 : Evolution du volume de vides dans le stockage en fonction de l'hypothèse de déstockage, sur les 1000 premières années. 63

Figure 4-20 : Evolution du volume de vides dans le stockage en fonction de l'hypothèse de déstockage, sur 100 000 ans. 63

Figure 4-21 : Taux de fermeture des vides (m³/an) en fonction de l'hypothèse de déstockage, sur les 1000 premières années. 64

Figure 4-22 : Taux de fermeture des vides (m³/an) en fonction de l'hypothèse de déstockage, sur 100 000 ans..... 64

Figure 4-23 : Evolution du volume des vides et de la saumure à l'intérieur du stockage. 66

Figure 4-24 : Vue zoomée de l'intersection entre l'évolution du volume des vides et du volume de la saumure entrée dans le stockage pour le cas des barrages en bentonite..... 67

Figure 4-25 : Vue zoomée de l'intersection entre l'évolution du volume des vides et du volume de la saumure entrée dans le stockage pour le cas des barrages en béton Sorel. 67

Figure 5-1 : Evolution de la pression d'eau dans le stockage en fonction de la typologie de barrage. 69

Figure 5-2 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 5740 ans. 70

Figure 5-3 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 52 460 ans. 70

Figure 5-4 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage. Evolution du volume des vides sur 100000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 5 740 ans. 71

Figure 5-5 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 52 460 ans. ... 71

Figure 5-6 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par les déchets. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 5 740 ans.	72
Figure 5-7 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par les déchets. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 52 460 ans.	72
Figure 5-8 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Etat de plasticité à 10 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 5 740 ans.....	73
Figure 5-9 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Etat de plasticité à 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 52 460 ans.....	73
Figure 5-10 : Barrage en bentonite - Evolution du volume de vides du stockage.....	75
Figure 5-11 : Barrages en bentonite – Evolution de la variation annuelle du volume de vides du stockage.....	76
Figure 5-12 : Barrages en béton Sorel - Evolution du volume de vide du stockage.	77
Figure 5-13 : Barrages en béton Sorel - Variation annuelle du volume de vide du stockage.	77
Figure 7-1 : Position des barrages du site de Wittelsheim [12].	84
Figure 7-2 : Schéma de construction d'un barrage en bentonite [12].	85
Figure 7-3 : Maillage global et dimensions du modèle.....	86
Figure 7-4 : Vue zoomée du maillage au niveau du remplissage de la galerie avec le coulis de cendres volantes (éléments volumiques en vert, « Filling »).	86
Figure 7-5 : Vue zoomée du maillage au niveau du contact entre le coulis de cendres volantes (en vert) et le béton standard (en bleu).....	87
Figure 7-6 : Vue zoomée du maillage au niveau de la partie de la galerie comblée par les havrits du sel.	87
Figure 7-7 : Maillage au niveau de l'axe de la galerie. Longueur des appuis en béton, L = 6 m.	88
Figure 7-8 : Maillage au niveau de l'axe de la galerie. Longueur des appuis en béton, L = 3 m.	88
Figure 7-9 : Maillage au niveau de l'axe de la galerie. Absence des appuis en béton, L = 0 m.	88
Figure 7-10 : Zones au-dessus des sites des barrages utilisées pour déterminer l'évolution des contraintes verticales au cours du temps.	90
Figure 7-11 : Evolution des contraintes verticales avec le temps sur une période de 100 000 ans, 20 m au-dessus des barrages 1 à 8.	91
Figure 7-12 : Evolution des contraintes verticales avec le temps sur une période de 100 000 ans, 20 m au-dessus des barrages 9 à 12.	92
Figure 7-13 : Courbe d'évolution du module du béton C25/30.	94
Figure 7-14 : Evolution du module d'Young du havrit du barrage avec la porosité.	95
Figure 7-15 : Position des interfaces autour du barrage (pour simplifier la visualisation, seules les interfaces de la partie gauche du barrage sont montrées).....	96
Figure 7-16 : Excavation de la galerie et fluage sur une période de 18 ans.	98
Figure 7-17 : Surcreusement de la galerie au droit du futur barrage.	98
Figure 7-18 : Mise en place du barrage double et du coulis de remplissage dans la galerie.	98
Figure 7-19 : Etat de plastification du noyau en béton Sorel à 52 460 ans dans le cas d'une longueur des appuis en béton standard de 6 m.	101
Figure 7-20 : Etat de plastification du noyau en béton Sorel à 52 460 ans dans le cas d'une longueur des appuis en béton standard de 3 m.	101
Figure 7-21 : Etat de plastification du noyau en béton Sorel à 52 460 ans dans le cas où les appuis en béton standard ne sont pas mis en place.	101
Figure 7-22 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans.....	102
Figure 7-23 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans.....	103

Figure 7-24 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans..... 104

Figure 7-25 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans..... 105

Figure 7-26 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – T = 18-240 ans. 106

Figure 7-27 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – T = 500-52460 ans. 107

Figure 7-28 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans..... 108

Figure 7-29 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans..... 109

Figure 7-30 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans..... 110

Figure 7-31 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans..... 111

Figure 7-32 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – T = 18-240 ans. 112

Figure 7-33 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – T = 500-52460 ans. 113

Figure 7-34 : Longueur des appuis en béton, L = 0 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans..... 114

Figure 7-35 : Longueur des appuis en béton, L = 0 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans..... 115

Figure 7-36 : Longueur des appuis en béton, L = 0 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans..... 116

Figure 7-37 : Longueur des appuis en béton, L = 0 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans..... 117

Figure 7-38 : Longueur des appuis en béton, L = 0 m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – T = 18-240 ans. 118

Figure 7-39 : Longueur des appuis en béton, L = 0 m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – T = 500-52460 ans. 119

Liste des tableaux

Tableau 2-1 : Valeurs des paramètres du modèle du Norton [1].	14
Tableau 2-2 : Caractéristiques élastiques du sel.	14
Tableau 2-3 : Résultats des essais œdométriques sur des éprouvettes de déchets REFIOM. Paramètres physiques initiaux et après compaction (ρ_d : masse volumique ; ρ_s : masse volumique des grains ; e : indice des vides ; n : porosité).	15
Tableau 2-4 : Propriétés du modèle de Cam-Clay pour la simulation des déchets REFIOM.	15
Tableau 2-5 : Déchets stockés dans le site de StocaMine (y compris dans le bloc 15).	18
Tableau 2-6 : Résistance à la compression du béton « Complexe 2 » [6].	19
Tableau 2-7 : Mesures de temps de prise sur coulis « Complexe 94 », [7].	19
Tableau 2-8 : Mesures des masses volumiques et de porosité du coulis « Complexe 94 », [7].	19
Tableau 2-9 : Mesures de la perméabilité à l'eau du coulis « Complexe 94 », [7].	20
Tableau 2-10 : Propriétés du coulis de remplissage.	20
Tableau 3-1 : Les hypothèses de remontée de l'eau.	22
Tableau 3-2 : Les propriétés de la bentonite et du béton Sorel utilisées pour le calcul d'écoulement.	27
Tableau 3-3 : Résultats des calculs hydrauliques.	28
Tableau 3-4 : Extrapolation des résultats des calculs hydrauliques au niveau de tout le stockage.	29
Tableau 4-1 : Déchets stockés dans le site de StocaMine (sauf bloc 15) et volume initial des blocs stockés.	54
Tableau 4-2 : Déchets stockés dans le bloc 15.	61
Tableau 4-3 : Ré-calcul des volumes initiaux en fonction des hypothèses de déstockage.	62
Tableau 4-4 : Modèle local et courbe d'évolution des vides correspondant au trois parties du stockage.	62
Tableau 4-5 : Temps et débits d'envoyage du stockage pour les 2 cas de remontée de la saumure.	65
Tableau 4-6 : Temps d'envoyage du stockage pour les 2 cas de remonté de la saumure et les deux options de déstockage.	65
Tableau 4-7 : Première estimation des débits de sortie de la saumure polluée.	65
Tableau 5-1 : Barrages en bentonite - Année et débit de sortie de la saumure contaminée.	75
Tableau 5-2 : Barrages en béton Sorel - Année et débit de sortie de la saumure contaminée.	76
Tableau 5-3 : Calcul du flux massique de mercure sortant des barrages en bentonite pour les deux hypothèses de déstockage.	78
Tableau 5-4 : Calcul du flux massique de mercure sortant des barrages en béton Sorel pour les deux hypothèses de déstockage.	79
Tableau 7-1 : Paramètres calés au sel de Wittelsheim de la formulation de Stormont [2].	84
Tableau 7-2 : Propriétés du béton Sorel.	93
Tableau 7-3 : Propriétés du béton C25/30.	93
Tableau 7-4 : Propriétés des interfaces.	96

Références

- [1] Itasca, 2013. Evaluation des flux potentiels de saumure contaminée à partir du stockage de Wittelsheim. Rapport 13R-001A.
- [2] Itasca, 2013. Stockage de Wittelsheim. Etude de l'évolution de la perméabilité du sel. Rapport 13R-016A3.
- [3] INERIS, 2010. Etude géomécanique du stockage de StocaMine. Rapport d'étude N° DRS-10-108130-14273A.
- [4] ASGA – GeoRessources, 2013. Caractérisation physico-mécanique de REFIOM. Réf. GR.EF.XXX.PSI.RPRE.13.0086.A.
- [5] Itasca Consulting Group, Inc., 2012. *FLAC3D* – Fast Lagrangian Analysis of Continua in Three-Dimensions, Ver. 5.0. Minneapolis: Itasca.
- [6] Université d'Artois – Faculté des sciences appliquées – Laboratoire Génie Civil et Geoenvironnement (LGCgE), 2012. « Etude de formulations de coulis – Société Surschiste ». Rapport final, Partie 1. 30 septembre 2012.
- [7] Laboratoire d'Etudes et de Recherches sur les Matériaux, LERM, 2013. Caractérisation physique d'un coulis de comblement de vides. 15 mai 2013.
- [8] IfG, 2014. Courrier électronique de M. Till Popp à M. Alain Rollet du 24 septembre 2014. Kenntnisstand MgO-Spritzbetondämme - 13-039 Pilot Construction Location.
- [9] IBeWa, 2012. Determination of in situ permeability in the StocaMine – final report. Order JR/CT156-12 from the 9th of October in 2012.
- [10] IFG, 2011. Results from interface laboratory experiments. - Interims report - FORGE Report D3.09 – draft version (31. August 2011), 33 pp.
- [11] STORMONT, J. C., 2001. Evaluation of salt permeability tests. Solution Mining Research Institute.
- [12] 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.
- [13] AFNOR (1992). Eurocode 2 "Calcul des structures en béton" et Document d'Application Nationale. Normalisation Française. 1992, NF P18 – 711.

1. INTRODUCTION

Dans le cadre des études pour la fermeture définitive du stockage de déchets ultimes de Wittelsheim, la société StocaMine souhaite évaluer les flux potentiels de saumure contaminée à partir du stockage, à long terme, pour plusieurs solutions de confinement des déchets. Une première évaluation a été réalisée par ITASCA Consultants S.A.S. (ITASCA) et a donné lieu à un rapport finalisé début mars 2013 (réf. [1]). Dans ce travail, le sel entourant les excavations et les barrages était considéré comme imperméable, dans l'attente des résultats d'une campagne de mesure sur site. L'entrée et la sortie de la saumure polluée du stockage ont donc été considérées comme ayant lieu seulement à travers les barrages en bentonite qui seront mis en place le long des tunnels d'accès pour isoler le stockage. L'étude a permis d'évaluer un flux sortant de mercure de 0,6 kg/an dans le cas le plus pessimiste (remplissage avec béton uniquement des blocs vides du stockage et débit maximal d'arrivée de la saumure de 105 000 m³/an) et de 0,45 kg/an dans le cas où des conditions plus réalistes de débit de remontée de la saumure au droit du stockage ont été prises en compte (58 000 m³/an et mêmes conditions de remplissage).

Au vu de l'hypothèse « optimiste » de l'imperméabilité du sel au voisinage des barrages, StocaMine a ensuite demandé à ITASCA la réalisation d'une nouvelle série de simulations ayant pour objectif l'étude de l'évolution de la perméabilité du sel encaissant les barrages, à la fois dans l'espace et dans le temps. Des données de perméabilité du sel en paroi des galeries étant devenues disponibles, une loi contrainte – perméabilité a été calée puis utilisée lors de simulations des barrages sur le long terme. Les résultats des calculs (résumés dans la note technique [2]) ont mis en évidence une première phase d'augmentation de la perméabilité lors de l'excavation des galeries (création d'une zone endommagée autour des ouvrages) suivie par une rapide diminution vers des valeurs proches des valeurs initiales à partir du moment de la pose des barrages (reconfinement, puis cicatrisation du sel endommagé). Ces phénomènes survenant bien avant la date d'arrivée de la saumure à la profondeur du stockage, nous avons donc pu valider notre hypothèse initiale, selon laquelle l'écoulement de la saumure vers le stockage ne peut avoir lieu qu'à travers les barrages de confinement du stockage.

StocaMine étudie actuellement le remplacement des barrages en bentonite par des barrages plus performants en béton Sorel, à base d'oxyde de magnésium. Par ailleurs, une étude stratigraphique fine a permis à StocaMine de proposer une description de l'environnement des galeries comprenant quelques passes de marnes. Enfin, des résultats de tests sur les déchets et les matériaux de remplissages sont maintenant disponibles. Dans l'objectif d'évaluer l'efficacité des nouveaux barrages en terme de débit potentiel de saumure contaminée avec le temps, StocaMine a chargé ITASCA Consultants SAS de reprendre les procédures mises en place pour la première étude pour les barrages en bentonite et de réaliser de nouvelles simulations numériques en tenant compte des nouvelles connaissances sur :

- la stratigraphie du massif rocheux entourant les barrages.
- les propriétés des matériaux : coulis de remplissage et déchets REFION ;

Ce document présente une comparaison entre des barrages réalisés en bentonite et en béton Sorel en terme d'efficacité de confinement du stockage, et donc de débit ainsi que de date de sortie de la saumure polluée.

Le paragraphe 2 décrit le comportement mécanique du sel, du coulis de remplissage et des déchets REFION tels que donnés par la documentation fournie. Il donne les hypothèses initiales utilisées.

Avant de procéder à l'étude de la fermeture des galeries du stockage avec le temps, et donc à l'évaluation du flux potentiel de saumure contaminée, une étude d'écoulement est initialement réalisée pour permettre l'estimation du débit à travers les barrages, selon le type de barrage et deux hypothèses d'arrivée – puis de montée en pression – de la saumure. Cette étude est présentée en paragraphe 3.

La fermeture des galeries du stockage est ensuite modélisée en considérant l'hypothèse de remplissage du stockage retenue à ce jour : remplissage de tout le stockage sauf la partie des blocs stockés (paragraphe 4). Compte tenu de l'extension du stockage, la modélisation de l'ensemble des tunnels demanderait des temps de calcul très importants. La fermeture des galeries est donc modélisée à travers des modèles locaux des galeries. Afin de prendre en compte l'influence des travaux miniers sus-jacents sur l'état des contraintes initiales dans le sel au voisinage du stockage, les conditions aux limites en contraintes pour les modèles locaux sont tirées des résultats des simulations de l'étude antérieure (modèle 3D du site de StocaMine).

A partir de la composition du stockage en termes de blocs stockés, de blocs vides et de galeries de service, la variation de volume des vides avec le temps est obtenue et utilisée pour déterminer la date d'envoyage du stockage (date à laquelle le volume de saumure entré dans le stockage devient équivalent au volume des vides résiduels). Notons qu'en ce qui concerne les galeries avec déchets, certaines allées du stockage sont en cours de déstockage. Deux hypothèses de déstockage sont à l'heure actuelle prises en compte par StocaMine :

- le déstockage de 56% des déchets mercuriels et arséniés, ce qui correspond au déstockage de deux allées du stockage ;
- le déstockage de 93% des déchets mercuriels et arséniés (équivalent au déstockage de quatre allées).

Ces hypothèses pouvant avoir une conséquence non-négligeable sur l'évolution des vides, la nouvelle configuration du stockage est prise en compte pour le calcul de la date d'envoyage.

Une fois le stockage complètement envahi par la saumure, toute réduction supplémentaire du volume des vides y entraîne d'abord la montée en pression du fluide dans le stockage, puis sa sortie à travers les barrages lorsque la pression interne dépasse la pression agissant sur les faces externes des barrages. Le flux potentiel de saumure polluée en sortie est déduit à partir du taux annuel de fermeture du stockage, avec l'hypothèse de l'incompressibilité de la saumure et d'une perte de charge négligeable à travers les barrages. Cette étude est décrite en paragraphe 5.

Le paragraphe 6 constitue la conclusion de l'étude.

Les calculs décrits dans ce document considèrent qu'au moment de l'arrivée de la saumure devant les barrages, la perméabilité du sel autour des barrages est revenue vers des valeurs proches de la perméabilité initiale. Il reste que cela n'est possible que dans le cas où le reconfinement du sel contre le barrage à cause du fluage ramène l'état de contraintes du sel vers des valeurs proches de la contrainte géostatique initiale. Afin d'obtenir ce reconfinement, la construction du barrage prévoit la mise en place d'une longueur minimum de béton standard de part et d'autre du noyau étanche en béton Sorel, nécessaire pour garantir la stabilité d'ensemble. Autrement dit, les résultats obtenus dans le cadre de notre étude ne sont valides que dans le cas où cette longueur est prise en compte dans le design du barrage. L'annexe A décrit les résultats de l'étude réalisée pour évaluer l'influence de cette longueur sur l'étanchéité de l'ensemble barrage-sel. Ce calcul, réalisé uniquement pour les barrages en béton Sorel, reprend le schéma de travail utilisé pour notre étude précédente sur l'évolution de la perméabilité au droit des barrages [2], en considérant le même calage pour la relation contrainte-perméabilité et des longueurs différentes de béton standard de part et d'autre du barrage proprement dit.

2. MODELES DE COMPORTEMENT

2.1. Sel

Le modèle de comportement du sel reprend les hypothèses de modélisation utilisées dans les études précédemment menées par l'INERIS (réf. [3]) et ITASCA (réf. [1] et [2]) sur le stockage de Wittelsheim. Le sel est représenté par un modèle viscoélastique, dont le fluage est simulé en considérant la loi de Norton. Seule la partie décrivant le fluage stationnaire est retenue dans le modèle rhéologique du sel, l'objectif des études concernant uniquement le moyen et long terme (et non la phase de creusement des ouvrages) :

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = A_s \exp \left(-\frac{K_s}{T} \frac{\sigma_{eff}^{n_s}}{\sigma_0} \right) \frac{\partial \sigma_{eff}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (1)$$

avec :

- σ_{eff} : contrainte de Von Mises :

$$\sigma_{eff} = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{ij}^d \sigma_{ij}^d} \quad (2)$$

où J_2 est le deuxième invariant du tenseur de cisaillement effectif σ_{ij}^d ;

- A_s, K_s, n_s : constantes du modèle
- T : Température
- σ_0 : Contrainte de référence (1 MPa).

La loi de Norton est directement implémentée dans le logiciel *FLAC3D* avec un modèle de comportement nommé « two-component power law » dans lequel le tenseur de vitesse de fluage est calculé à partir de la formule suivante :

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \left(\frac{3}{2} \right) \dot{\varepsilon}_{cr} \left(\frac{\sigma_{ij}^d}{\sigma_{eff}} \right) \quad (3)$$

Avec :

- $\dot{\varepsilon}_{cr}$: la vitesse de fluage :

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = A \sigma_{eff}^{n_s} \quad (4)$$

- A et n_s : propriétés du sel, obtenues à partir des valeurs du Tableau 2-1 :

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

Le Tableau 2-1 résume le jeu de paramètres du modèle de Norton retenues pour le sel, issues du calage réalisé précédemment par ITASCA lors de l'étude [1].

Description	Paramètre	Valeur
Vitesse de référence	A_s (1/jour)	0,015
Exposant de contrainte	n_s	4
Constante de la loi d'Arrhenius	K_s (K)	4 700
Température	T (K)	308

Tableau 2-1 : Valeurs des paramètres du modèle du Norton [1].

En ce qui concerne le comportement instantané du sel, un modèle élastique est pris en compte, dont les propriétés sont répertoriées dans le Tableau 2-2.

Description	Paramètre	Valeur
Masse volumique	ρ (kg/m ³)	2 160
Module de Young	E (GPa)	25
Coefficient de Poisson	ν	0,25

Tableau 2-2 : Caractéristiques élastiques du sel.

2.2. Déchets du stockage

En l'absence de données concernant les propriétés mécaniques des déchets, leur comportement a été simulé par un modèle élastoplastique de Mohr-Coulomb lors de notre première étude [1].

Suite à la réalisation d'une campagne de mesures des propriétés physico-mécaniques des déchets REFIOM par ASGA – GeoRessources [4], de nouvelles données sont disponibles à ce jour. Ces résultats montrent que ce matériau a un comportement mécanique instantané plus proche d'une argile (non-gonflante), que d'un matériau granulaire, hypothèse utilisée dans notre première étude.

Compte tenu de cette observation, les déchets sont représentés dans le cadre de cette étude par un modèle de comportement de Cam-Clay, permettant de reproduire à la fois les résultats des essais œdométriques (Tableau 2-3) et des essais triaxiaux (Figure 2-1) réalisés en laboratoire.

Globalement, les résultats de laboratoire montrent une porosité initiale très élevée (84%) et une compressibilité importante avec une valeur de l'indice de compression C_c de l'ordre de 1,2 :

$$C_c = -\frac{\Delta e}{\Delta(\log \sigma_v)} \quad (6)$$

Avec e l'indice de vides et σ_v la contrainte verticale appliquée à l'échantillon.

Avec de telles propriétés physico-mécaniques, les essais de compression triaxiale n'ont pas permis d'obtenir une rupture des échantillons : la compaction du matériau s'est poursuivie jusqu'à la limite des équipements expérimentaux de ASGA – GeoRessources, l'augmentation de la contrainte déviatorique ayant engendré une forte compaction des échantillons.

σ_v (MPa)	ρ_d (g/cm ³)	ρ_s (g/cm ³)	e	n%
0 (initial)	0,41	2,52	5,25	84
3	0,87	-	1,90	65
6	1,07	-	1,36	58
9	1,10	-	1,28	56
12	1,15	-	1,18	54

Tableau 2-3 : Résultats des essais œdométriques sur des éprouvettes de déchets REFION.
Paramètres physiques initiaux et après compaction (ρ_d : masse volumique ; ρ_s : masse volumique des grains ; e : indice des vides ; n : porosité).

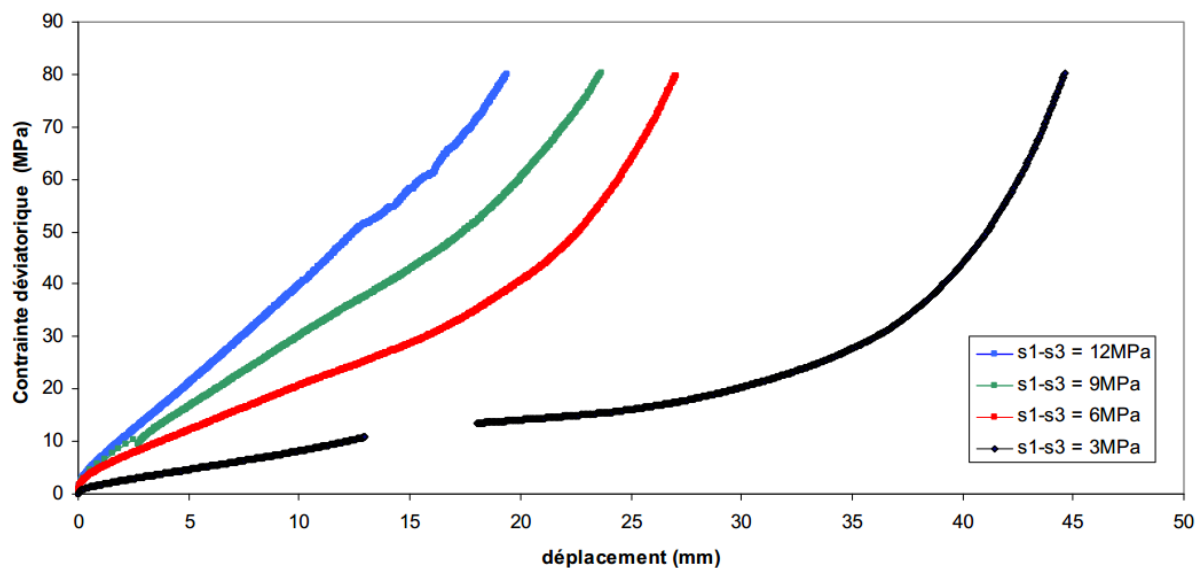


Figure 2-1 : Résultats des essais triaxiaux à différentes pressions de confinement sur des éprouvettes de déchets REFION.

L'ensemble des propriétés du modèle de Cam-Clay qui permettent de reproduire au mieux les résultats expérimentaux est donné en Tableau 2-4. Ces valeurs seront utilisées dans les modèles locaux pour simuler la fermeture des galeries remplies par les déchets.

Description	Paramètre	Valeur
Masse volumique	ρ (kg/m ³)	410
Pente de la courbe de normale consolidation	λ (-)	0,531
Pente de la courbe de re-compression	κ (-)	0,106
Coefficient de Poisson	ν (-)	0,05
Pression de référence	p_l (MPa)	0,003
Volume spécifique à la pression de référence sur la courbe de normale consolidation	v_λ	6,25
Coefficient du modèle	M	3,3

Tableau 2-4 : Propriétés du modèle de Cam-Clay pour la simulation des déchets REFION.

La Figure 2-2 illustre la signification de ces différentes propriétés sur un diagramme représentant le volume spécifique v en fonction du logarithme de la pression moyenne p . Pour rappel, pour un

volume V de déchet donné, le volume spécifique v est défini comme le rapport entre le volume et le volume de la partie solide V_s :

$$v = \frac{V}{V_s} = 1 + e \quad (7)$$

Concernant les propriétés du modèle, les valeurs utilisées prennent en compte les définitions et hypothèses suivantes :

- Pente de la courbe de normale consolidation, λ :

$$\lambda = \frac{C_c}{\ln(10)} = 0.531 \quad (8)$$

- Pente de la courbe de re-compression, κ : considérée égale à $1/5 \lambda$, sa valeur étant généralement comprise entre $1/3$ et $1/5 \lambda$ (réf. [5]) ;
- Coefficient de Poisson, ν : valeur faible (0,05) afin de simuler leur compaction volumique avec l'augmentation de la contrainte ;
- Point de référence sur la courbe de normale consolidation, p_1-v_λ : ce point correspond à la condition initiale en terme de volume de vides mesuré en laboratoire avant l'application de la contrainte œdométrique. Numériquement, une valeur de p_1 nulle n'étant pas possible, la valeur prise est égale à 0,003MPa (faible par rapport à l'état de contraintes auquel les déchets du stockage seront soumis avec le temps et le fluage du sel).

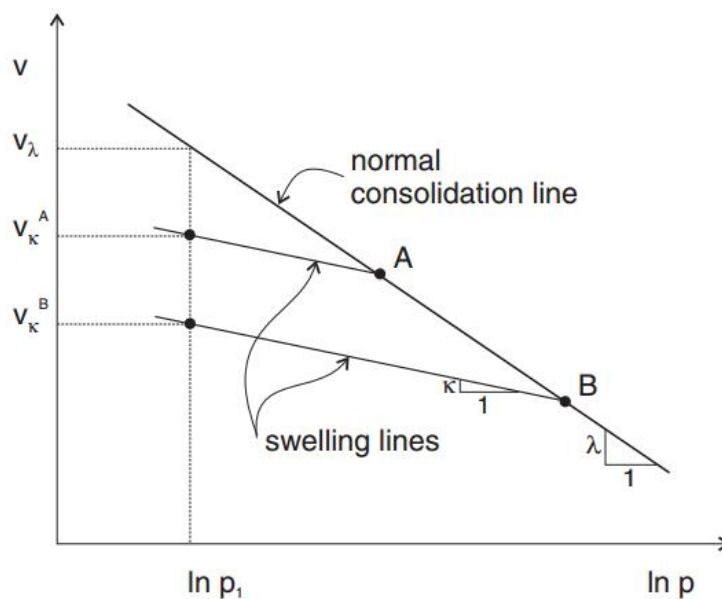


Figure 2-2 : Définition des paramètres du modèle de Cam-Clay sur le diagramme $p-v$ [5].

La détermination des valeurs de propriétés données en Tableau 2-4 a été faite *via* une étude de calage utilisant *FLAC3D*, en reproduisant des conditions de chargement œdométrique et triaxiale sur un modèle simple ne comprenant qu'un seul élément volumique. La comparaison entre les résultats numériques et ceux du laboratoire est donnée en Figure 2-3 et en Figure 2-4 pour les deux types d'essais. Le jeu de propriétés choisi permet globalement de bien reproduire le comportement mécanique des déchets REFIOM. En ce qui concerne les essais triaxiaux, la courbe *FLAC3D* surestime la raideur des déchets pour la plus faible contrainte de confinement, de 3 MPa. La contrainte de confinement des déchets à long terme sera bien supérieure à cette valeur de 3 MPa,

donc cette différence de comportement ne peut avoir qu'un effet secondaire sur la variation des vides du stockage et donc sur le débit de saumure polluée une fois le stockage envahi.

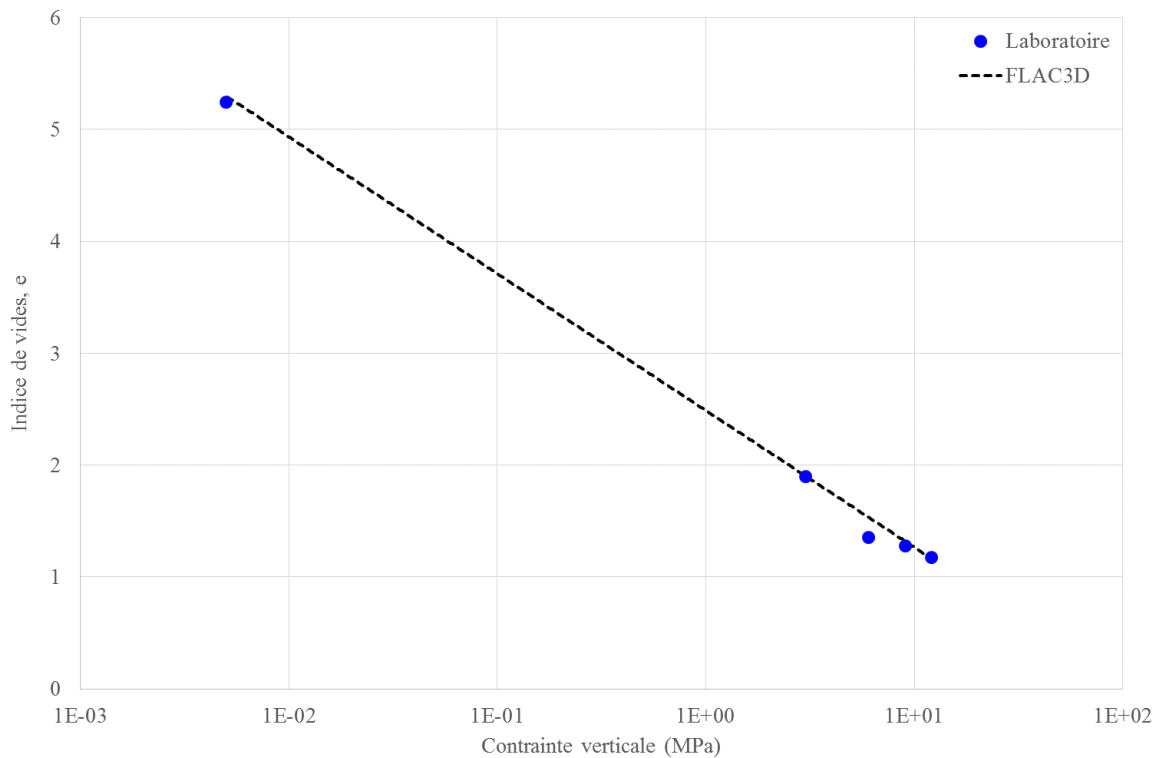


Figure 2-3 : Essai œdométrique des déchets REFION : comparaison entre les résultats de laboratoire et les résultats de FLAC3D.

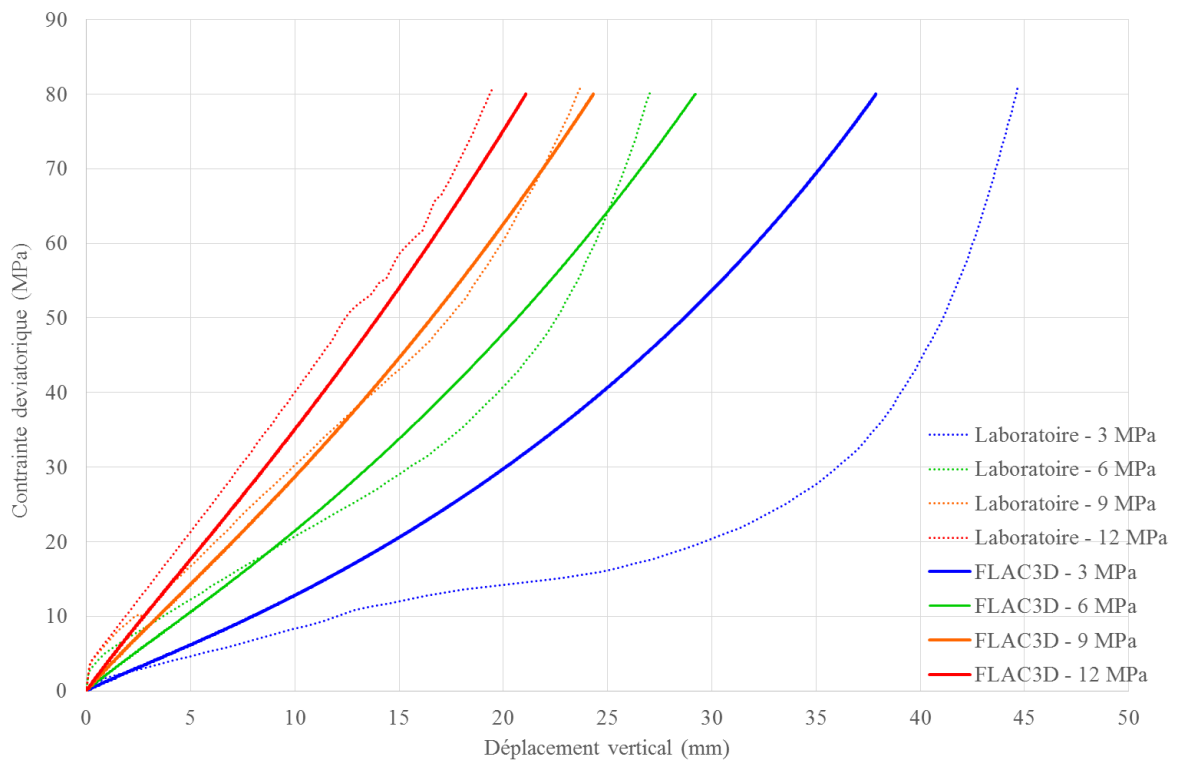


Figure 2-4 : Essais triaxiaux sur les déchets REFION : comparaison entre les résultats de laboratoire et les résultats obtenus avec FLAC3D (hauteur initiale des éprouvettes = 65 mm, valeur estimée à partir des photos données dans le rapport ASGA, [4]).

Notons que dans la réalité le stockage contient aussi d'autres types de déchets, différents des REFIOM. Le Tableau 2-5 indique les quantités et les volumes des déchets stockés dans le site de StocaMine, avant tout déstockage.

Déchets	Tonnage (t)	ρ (t/m ³)	V (m ³)
REFIOM	21 714	0,41	52 961
Amiantés	4 254	0,4	10 635
Autres (Hg / As)	19 689	1,0	19 689

Tableau 2-5 : Déchets stockés dans le site de StocaMine (y compris dans le bloc 15).

Une prédiction rigoureuse de la fermeture des vides de stockage nécessiterait aussi la prise en compte du comportement mécanique des déchets amiantés et des déchets lourds (Hg /As), celui-ci pouvant être sensiblement différent de celui des REFIOM. En particulier, StocaMine indique que les déchets amiantés sont caractérisés par un potentiel de compaction nettement supérieur aux REFIOM.

Cette prédiction n'est toutefois pas possible à ce jour, car seulement les déchets REFIOM ont été caractérisés du point de vue mécanique en laboratoire. En l'absence de ces informations, les propriétés mécaniques des REFIOM décrites en Tableau 2-4 sont utilisées pour l'ensemble des déchets du stockage. Ce choix, bien qu'approximatif, permet aussi de prendre en compte les points suivants :

- les REFIOM constituent la plus grande partie du stockage (~64% en volume) ;
- la compressibilité plus forte des déchets amiantés provoque d'une part une réduction plus rapide du volume de vides du stockage (et donc une date d'envahissement du stockage par la saumure plus précoce), et d'autre part une variation à long terme des vides à l'intérieur de ces déchets moins importante, leur porosité étant initialement réduite de manière rapide à cause du fluage du sel (et donc un débit de sortie plus faible).

Suite à ces considérations, la prise en compte des propriétés des REFIOM pour la simulation de tous les déchets du stockage ne peut amener que de faibles différences en termes de variation des vides avec le temps dans les galeries stockées.

2.3. Coulis de remplissage

Le béton de remplissage que StocaMine souhaite utiliser est un béton de cendres volantes. Sur la base d'une étude réalisée précédemment par l'Université d'Artois sur différents produits de comblement et d'injection [6], StocaMine a indiqué la formulation « Complex 2 » comme la plus pertinente pour remplir les vides du site de stockage. Cette formulation est constituée en majorité de cendres de lit fluidisé circulant produites à Carling, avec des liants composés de 92% de Sodéline et 8% de chaux vive 0/90 BTS. La résistance mécanique de ce coulis a été mesurée à court et à long terme (90 jours) sur trois demi-éprouvettes 4x4x16 par le Laboratoire Génie Civil et Geoenvironnement (LGCgE) de l'Université d'Artois. Les résultats de ces essais sont reportés en Tableau 2-6.

Age (jours)	Résistance à la compression
3	-
7	0,72
14	1,29
28	1,91
90	3,03

Tableau 2-6 : Résistance à la compression du béton « Complex 2 » [6].

Notons que la caractérisation effectuée par l'Université d'Artois n'indique aucune valeur de déformabilité ainsi que de porosité initiale du coulis. En l'absence de ces informations, notre première étude sur le flux potentiel de saumure polluée du stockage de Wittelsheim avait été réalisée en considérant les formulations données par l'Eurocode 2 pour le calcul du module d'Young et de son évolution avec le temps.

De nouveaux essais de laboratoire ont été réalisés en 2013 par le LERM (Laboratoire d'Etudes et de Recherche sur les Matériaux), sur un coulis de formulation « Complex 94 ». Notons que la composition de ce coulis est légèrement différente de celle de la formulation « Complex 2 » et considère un pourcentage massique de 94% de Sodeline et 6% de ciment de type CEM III. Cette nouvelle série de mesures de laboratoire ont permis d'évaluer [7] :

- Le temps de prise par mesure de pénétration d'aiguilles de différentes sections (Tableau 2-7);
- La masse volumique ainsi que la porosité initiale accessible à l'eau (Tableau 2-8);
- La compressibilité du coulis durci aux échéances de 1, 2 et 3 mois (Figure 2-5);
- La perméabilité à l'eau à l'échéance de 3 mois (Tableau 2-9).

Temps de prise	Temps (h)
Début	55
Fin	96

Tableau 2-7 : Mesures de temps de prise sur coulis « Complex 94 », [7].

Réf. échantillon	31043-A4	31043-A5	31043-A6
Masse volumique apparente, (kg/m ³)	810	810	830
Masse volumique réelle, (kg/m ³)	1 500	1 500	1 500
Porosité (%)	69,1	69,2	68,3
Porosité moyenne (%)		68,9	

Tableau 2-8 : Mesures des masses volumiques et de porosité du coulis « Complex 94 », [7].

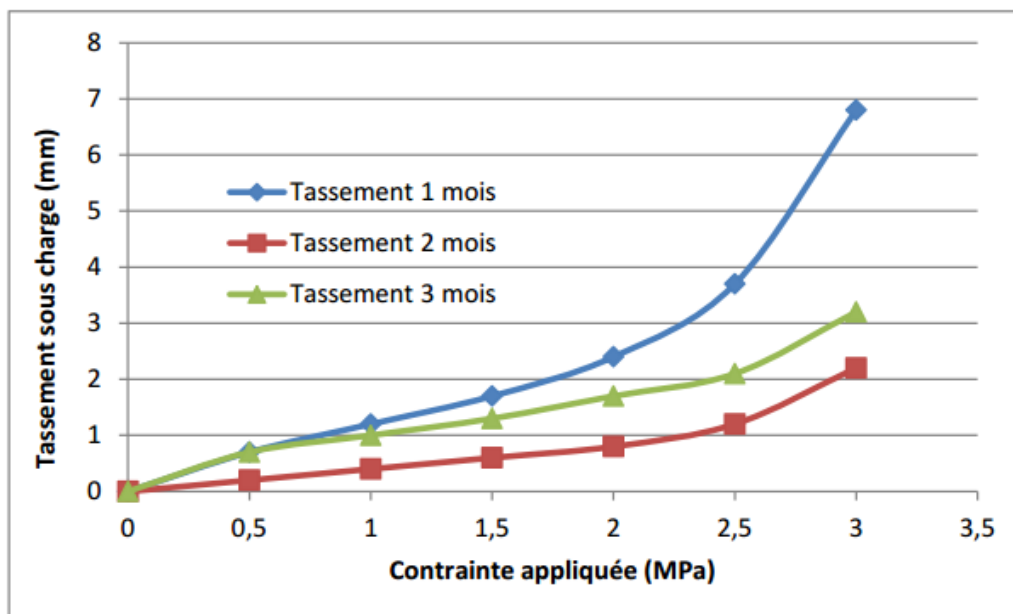


Figure 2-5 : Résultats des essais œdométriques en termes de tassement sous contrainte aux échéances de 1, 2 et 3 mois.

Réf. échantillon	31043-A1	31043-A2	31043-A3
Pression appliquée, (bar)	5	5	5
Débit Q, (m ³ /s)	5 10 ⁻⁷	7,5 10 ⁻⁷	5,10 ⁻⁷
Perméabilité à l'eau liquide K (m ²)	5,3 10 ⁻¹⁵	7,8 10 ⁻¹⁵	5,7 10 ⁻¹⁵
Perméabilité moyenne (m ²)		6,3 10 ⁻¹⁵	

Tableau 2-9 : Mesures de la perméabilité à l'eau du coulis « Complex 94 », [7].

Bien sûr, les deux séries de données disponibles à ce jour pour les coulis de formulation « Complex 2 » et « Complex 94 » ne permettent pas de caractériser de manière complète et cohérente la déformabilité et la résistance du matériau. Afin de palier à cette limitation, nous avons décidé en concertation avec StocaMine de simuler un coulis dont les propriétés sont celles du « Complex 94 » pour ce qui concerne la déformabilité et celles du « Complex 2 » pour ce qui concerne la résistance mécanique. Le modèle de comportement choisi est un modèle élastoplastique parfait de Mohr-Coulomb, dont l'ensemble des propriétés sont listées en Tableau 2-10.

Paramètre	Coulis de remplissage
Masse volumique : ρ	810 kg/m ³
Module d'Young : E	225 GPa
Coefficient de Poisson : ν	0,30
Angle de frottement : φ	30°
Cohésion : c	0,87 MPa
Dilatance : ψ	0°
Résistance en compression : R _c	3 MPa
Résistance en traction : R _t	0,25 MPa

Tableau 2-10 : Propriétés du coulis de remplissage.

Bien que les essais de laboratoire montrent que la déformabilité et la résistance du coulis évoluent au cours du temps (Tableau 2-6 et Figure 2-5), les données disponibles à ce jour ne concernent que le comportement pendant les 3 premiers mois à partir de la pose du coulis. Cette échelle de temps est nettement inférieure aux temps dans lesquels le sel exercera une action de confinement sur le coulis (et donc de réduction de ses vides internes).

Compte tenu de cette observation, le module de Young du coulis est obtenu à partir de l'essai œdométrique réalisé par le LERM à l'échéance de 2 mois (courbe avec le module plus important en Figure 2-5) et en considérant une valeur du coefficient de Poisson de 0,3 :

$$E = E_{oed} \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{(1-\nu)} = 225MPa \quad (9)$$

Où :

- E_{oed} : module œdométrique calculé à partir de la pente de la courbe de la Figure 2-5 pour une contrainte verticale appliquée comprise entre 0 et 2,5 MPa ($E_{oed} = 300$ MPa) ;
- ν : coefficient de Poisson ($\nu = 0,3$)

La résistance à compression simple R_c est prise égale à la résistance à 90 jours. L'angle de frottement φ est considéré égal à 30° et la cohésion est directement déduite de la résistance en compression simple R_c :

$$c = R_c \frac{1 - \sin \varphi}{2 \cos \varphi} = 0,87MPa \quad (10)$$

avec :

- R_c : résistance en compression simple (3 MPa)
- c : cohésion
- φ : angle de frottement

Enfin, la résistance en traction est estimée égale à un douzième de la résistance en compression, soit 0,25 MPa.

3. DETERMINATION DE LA VITESSE DE REMPLISSAGE DU STOCKAGE PAR LA SAUMURE

3.1. Hypothèses

3.1.1. Les différents cas de calculs

Lors de l'étude effectuée en 2013 [1], trois hypothèses avaient été étudiées sur les dates de remontée de la saumure au droit du stockage. Ces hypothèses étaient déduites de l'estimation : 1) des vides résiduels dans les travaux anciens ; 2) des débits d'invasion par la saumure. Les deux hypothèses les plus sécuritaires sont prises en compte dans ce nouveau travail. Elles correspondent aux hypothèses 1 et 3 du travail précédent. Après l'arrivée de la saumure au niveau du stockage, sa remontée jusqu'au contact avec la nappe d'Alsace intervient en deux temps : tout d'abord jusqu'au niveau -400m, puis jusqu'à la nappe. Le Tableau 3-1 récapitule les temps et les pressions correspondant à ces deux hypothèses, en utilisant pour la saumure saturée une densité de 1,28. Nous appelons l'hypothèse 1 « arrivée 4 siècles », et l'hypothèse 3 « arrivée 2 siècles ».

	Hypothèse 1	Hypothèse 3
Estimation des vides résiduels dans les travaux anciens (%)	30	20
Estimation des débits d'arrivée de saumure (m ³ /an)	58 000	105 000
Arrivée de la saumure au stockage (années) Pression 0m	421	240
Arrivée de la saumure à la cote -400m (années) Pression 150*1,28 = 192m	477	294
Arrivée de la saumure au niveau de la nappe (années) Pression 600m	505	304

Tableau 3-1 : Les hypothèses de remontée de l'eau.

Par ailleurs, StocaMine souhaite l'étude de deux configurations de barrages, l'un bentonitique et l'autre réalisé en béton Sorel, chaque barrage étant constitué d'un noyau de longueur 5 m.

Une étude [2] réalisée après les calculs d'envahissement du stockage a vérifié le fait que le sel environnant un barrage, même s'il subit un endommagement lors de l'excavation, redevient étanche dans les quelques dizaines d'années après la construction du barrage, du fait du confinement que provoque le barrage.

Il reste que notre étude précédente sur la date d'envahissement du stockage n'avait pas pris en compte la présence des minces couches de marnes qui sont présentes au droit du stockage. Les mesures de perméabilité réalisées par la société IBeWa dans ce matériau ont mis en évidence des valeurs faibles mais non nulles [8]. En conséquence, les débits d'entrée et de sortie de la saumure du stockage pourraient être affectés du fait de la présence de ces niveaux non imperméables.

L'étude présente prend donc en compte la présence des marnes. Le stockage se développant à deux niveaux différents, il en résulte deux configurations différentes des marnes au droit des excavations.

Il vient donc au total huit cas de calcul de l'envahissement du stockage par la saumure :

- Deux hypothèses sur la vitesse de remontée de la saumure, « arrivée 421 ans », et « arrivée 240 ans ».
- Deux types de barrage, bentonite et Sorel ;

- Deux niveaux : 23 et 25 ;

Ces huit cas sont étudiés ci-dessous.

3.1.2. Géométrie

La Figure 3-1 fournie par StocaMine représente les terrains entourant le stockage. La légende de cette coupe est donnée en Figure 3-2. Pour la réalisation des barrages, il est prévu de surcreuser les piédroits, le mur et le toit de 90 cm afin d'éliminer les parties les plus endommagées. Les positions des galeries et les extensions verticales des surcreusements sont indiquées sur la figure pour les deux niveaux du stockage. A partir de cette coupe, en considérant la base du barrage comme la cote « z=0 » du modèle, il vient les couches de marnes suivantes :

- Niveau 23 :
 - o Z = 1,50 à 1,60 m
 - o Z = 3,40 à 3,50 m
 - o Z = 3,75 à 3,80 m
- Niveau 25 :
 - o Z = 0,00 à 0,15 m
 - o Z = 3,60 à 3,70 m

L'épaisseur totale de marnes au droit des barrages est donc identique pour les deux niveaux, soit 25 cm.

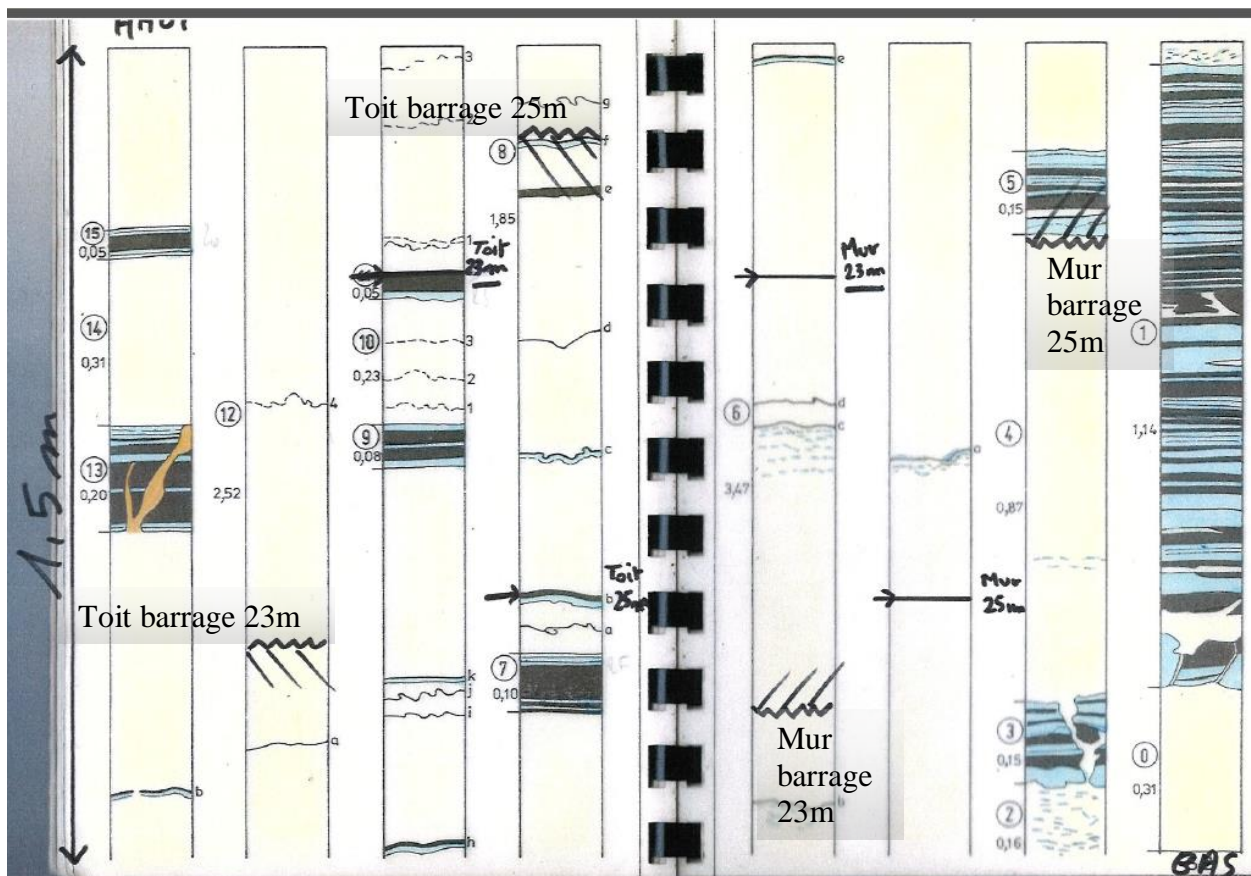


Figure 3-1 : Coupe des terrains contenant le stockage.

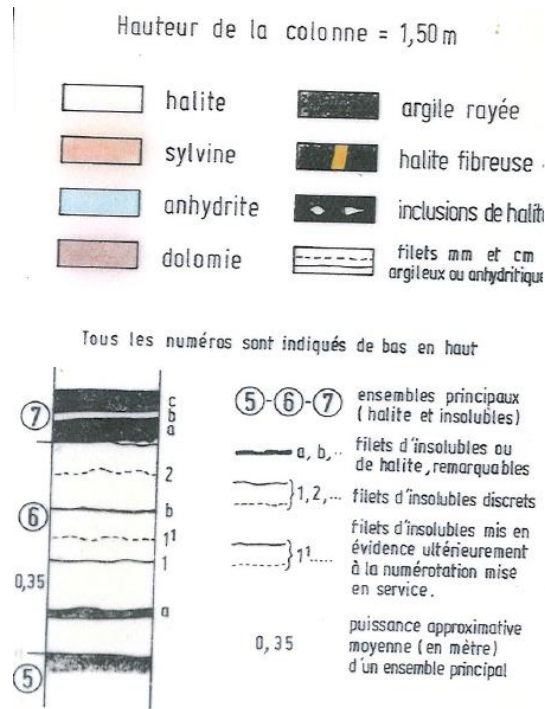


Figure 3-2 : Légende pour la coupe des terrains.

Pour chaque cas indiqué plus haut, la simulation prend en compte la moitié d'un barrage « double ». En effet, la plupart des barrages seront réalisés sur des galeries doubles, à un endroit où ces galeries sont reliées par une galerie perpendiculaire : le « pilier » entre les deux parties de la galerie double a été excavé et est donc intégralement remplacé par le matériau du barrage. Par symétrie, on arrête alors le modèle au milieu de ce pilier. Pour les quelques barrages « simples » à réaliser, cette géométrie est pessimiste car elle suppose une section de barrage plus importante que la réalité.

La géométrie du modèle est représentée de la Figure 3-3 à la Figure 3-6, pour les deux niveaux. Dans tous les cas, le barrage est un parallélépipède rectangle de longueur 5 m, de hauteur 4,60 m (soit 2,80 m de galerie et 2 fois 0,90 m de surexcavation), et de largeur 6,30 m (soit 1,6 m de demi pilier, 3,8 m de galerie, et 0,90 m de surexcavation).

Les couches de marnes sont représentées sur une aire suffisante pour que les effets de bord puissent être considérés comme négligeables. Elles sont simulées sur une longueur de 20 m de part et d'autre du barrage. Du côté extérieur à la double galerie, une largeur de 20 m est également utilisée. Le modèle a donc une longueur totale de 45 m et une largeur totale de 26,3 m.

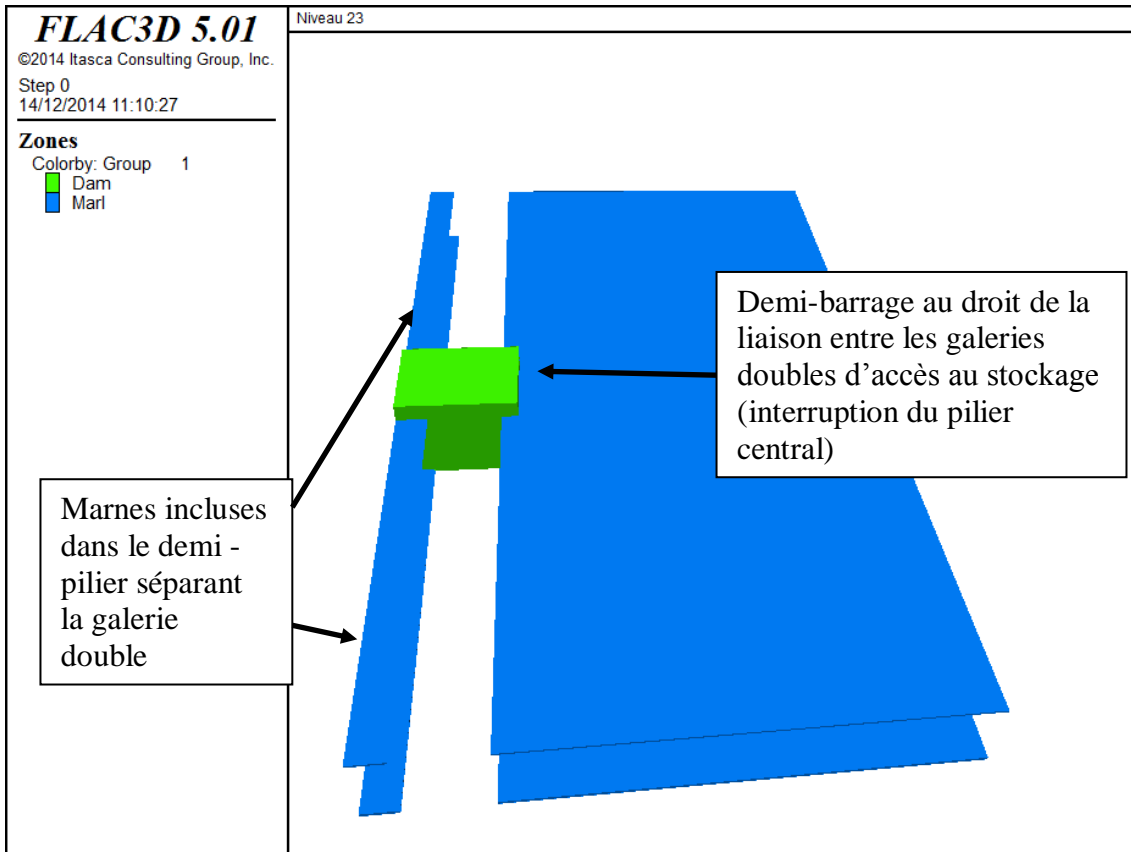


Figure 3-3 : Géométrie du modèle, niveau 23.

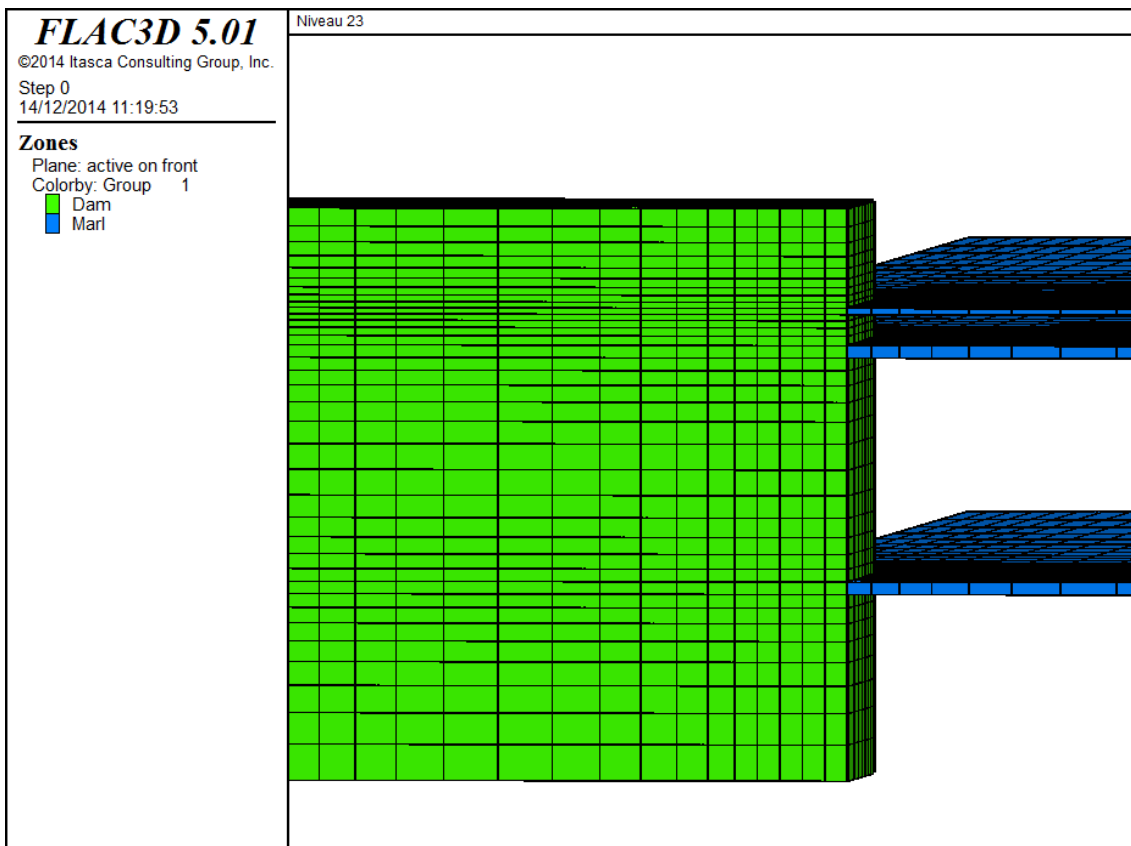


Figure 3-4 : Géométrie du modèle, niveau 23. Détail du maillage sur une coupe à milongueur du barrage.

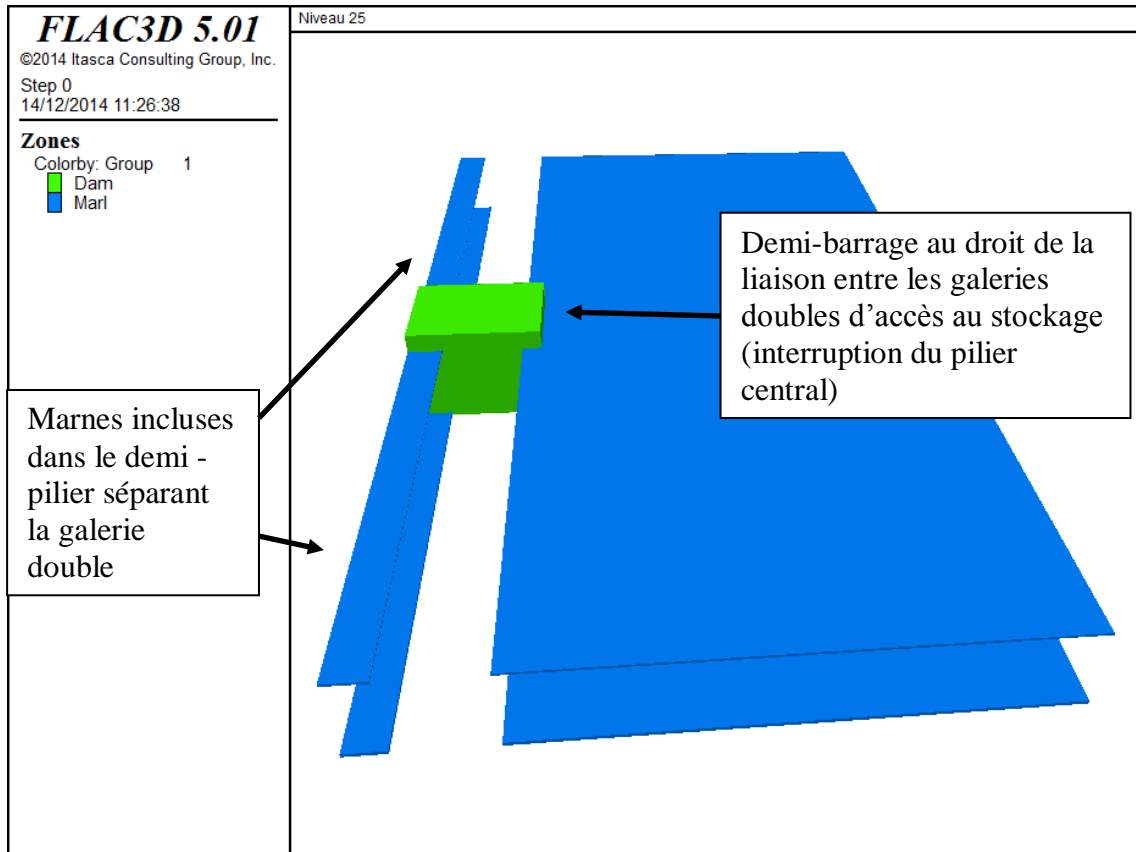


Figure 3-5 : Géométrie du modèle, niveau 25.

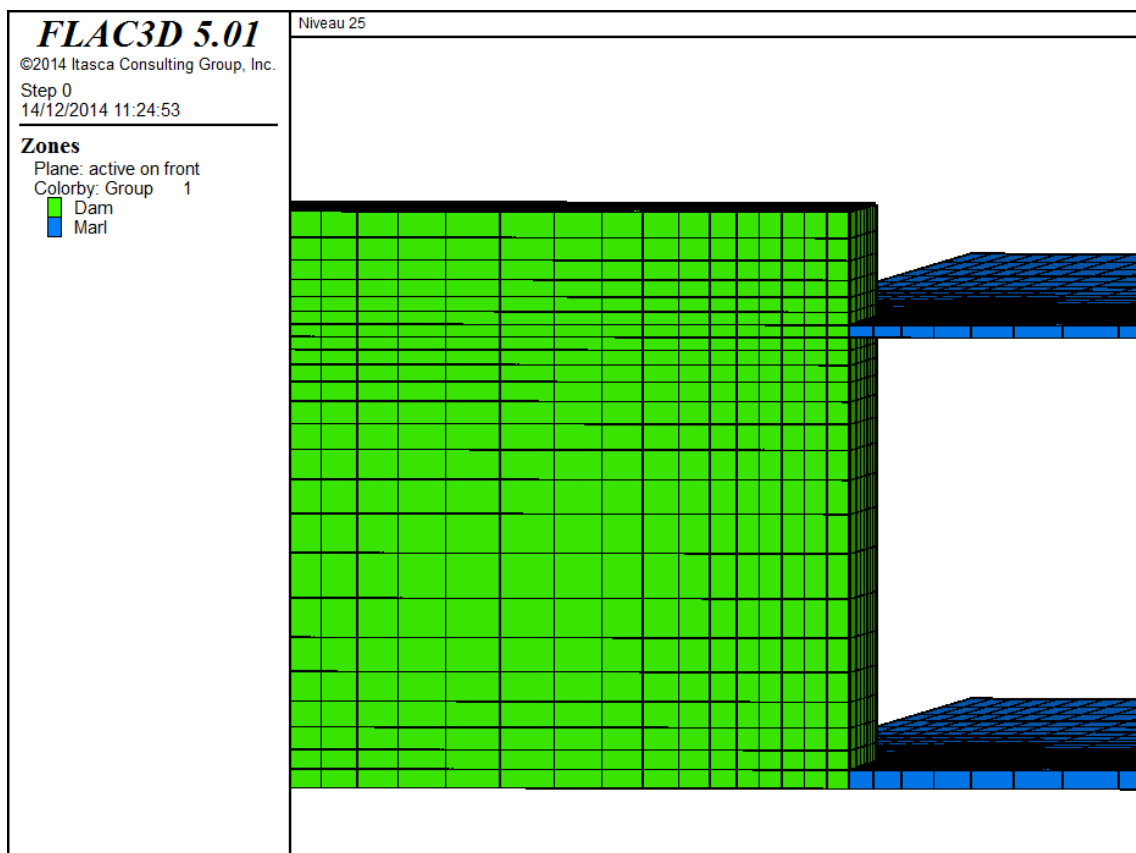


Figure 3-6 : Géométrie du modèle, niveau 25. Détail du maillage sur une coupe à mi-longueur du barrage.

3.1.3. Les propriétés

StocaMine indique que la perméabilité de la bentonite sera au maximum de 10^{-18} m^2 . Par ailleurs, la masse volumique de la saumure est de 1280 kg/m^3 , et sa viscosité varie de 3 à 2 centiPoises environ entre 0 et 20°C . En se basant sur ces chiffres, il vient une perméabilité de Darcy de la bentonite égale à $6 \cdot 10^{-12} \text{ m/s}$.

La perméabilité du béton Sorel est plus faible, d'au moins un ordre de grandeur. D'après le retour d'expérience de IfG [8], ce béton est caractérisé par une perméabilité initiale de 10^{-19} m^2 . Cette valeur de perméabilité peut être ultérieurement réduite à condition de « fournir » à l'eau le pénétrant une réserve de Chlorure de Magnésium. Dans ce cas, la transformation de phase qui a lieu dans le béton produit une augmentation de volume et donc une réduction de la perméabilité vers des valeurs inférieures à 10^{-20} m^2 . A noter que le plan de construction du barrage envisagé par StocaMine prévoit la pose au front du barrage d'un stock de Chlorure de Magnésium lors du remplissage de la galerie, afin d'atteindre ces faibles valeurs de perméabilité lors du passage de la saumure vers le stockage. Compte tenu de l'évolution de perméabilité du béton, nous retenons la valeur de 10^{-19} m^2 dans le cadre de cette étude (perméabilité de Darcy de $6 \cdot 10^{-13} \text{ m/s}$), ce nous place dans des conditions sécuritaires du point de vue de la date d'envoyage du stockage et donc du débit sortant de la saumure polluée.

Contrairement à l'étude précédente, nous négligeons ici l'effet de la non saturation pendant l'envahissement du barrage par la saumure en train de remonter dans les travaux. Ceci raccourcit la durée nécessaire au remplissage du stockage, et fournit donc une estimation pessimiste.

Les propriétés des deux matériaux sont résumées dans la Tableau 3-2.

Paramètre	Bentonite	Béton Sorel
Masse volumique (kg/m ³)	1 280	2 260
Perméabilité (m/s)	$6 \cdot 10^{-12}$	$6 \cdot 10^{-13}$
Porosité (%) [7]	30	7

Tableau 3-2 : Les propriétés de la bentonite et du béton Sorel utilisées pour le calcul d'écoulement.

Dans le cas des marnes, la perméabilité est considérée comme égale à 10^{-19} m^2 (perméabilité de Darcy de $6 \cdot 10^{-13} \text{ m/s}$). Cette valeur correspond à la valeur maximale mesurée par la société IBeWa dans les marnes situées à une profondeur de 9 m de la paroi des galeries du stockage [9]. Cette profondeur, étant suffisamment loin de la zone perturbée par l'excavation, permet de prendre en compte la valeur de perméabilité des marnes confinées. En effet, comme les couches de marnes situées autour des barrages seront aussi recomprimées dans plus de deux siècles du fait du fluage du sel, la valeur de perméabilité de ces niveaux endommagés par les excavations redescendra avec le temps en-dessous de 10^{-19} m^2 .

Les deux modèles de barrage ont une section transversale de 29 m^2 . La section totale de barrages autour du stockage, estimée par StocaMine, est de 660 m^2 . Les débits obtenus par le modèle seront donc multipliés par un facteur 22,8 pour obtenir les débits entrant dans le stockage.

Les conditions aux limites sont simples : sur la face externe du barrage, ainsi que sur les tranches des couches de marne en contact avec la saumure, la pression d'eau varie suivant les hypothèses indiquées pour chaque cas ; du côté interne (côté du stockage), la pression est fixée à zéro. On notera que cette condition devient pessimiste (débit entrant surestimé) quand la pression de saumure commence à monter à l'intérieur du stockage. Mais au vu des débits obtenus, il est clair que la montée de la pression dans le stockage ne survient que longtemps après la fin des simulations exposées ici.

Les frontières latérales et les faces horizontales du barrage et des couches de marnes sont des frontières imperméables.

Pour ces conditions, l'écoulement tend *in fine* vers un état permanent correspondant au débit maximum pouvant traverser le barrage.

3.2. Résultats obtenus

Pour chacun des huit cas de calculs, quatre figures illustrent les résultats obtenus :

- Répartition des charges dans le barrage à l'état permanent ;
- Répartition des charges dans les marnes à l'état permanent ;
- Variation avec le temps de la pression sur la face extérieure du barrage : le « moteur de l'écoulement » ;
- Variation avec le temps du volume total d'eau ayant passé les frontières externe (volume entrant dans le barrage et les marnes) et interne (volume sortant du barrage et des marnes et pénétrant dans le stockage).

Par ailleurs, le Tableau 3-3 récapitule pour chaque cas : le volume arrivé dans le stockage après 2 000 ans (date située après la fin des calculs hydrauliques, l'état permanent est installé dans tous les cas), et la valeur du flux de saumure en état permanent.

Cas	Volume dans le stockage (m ³) après 2 000 ans	Débit en état permanent (m ³ /an)
Arrivée 421 ans ; bentonite ; niveau 23	901	0,595
Arrivée 421 ans ; bentonite ; niveau 25	901	0,595
Arrivée 421 ans ; béton Sorel ; niveau 23	93	0,062
Arrivée 421 ans ; béton Sorel ; niveau 25	94	0,062
Arrivée 240 ans ; bentonite ; niveau 23	1 017	0,595
Arrivée 240 ans ; bentonite ; niveau 25	1 017	0,595
Arrivée 240 ans ; béton Sorel ; niveau 23	106	0,062
Arrivée 240 ans ; béton Sorel ; niveau 25	106	0,062

Tableau 3-3 : Résultats des calculs hydrauliques.

Comme le montre le tableau, les deux niveaux (23 et 25) montrent des comportements identiques. La très petite différence observée pour les cas d'une arrivée à 240 ans entre les volumes entrés aux niveaux 23 et 25 tient simplement à la répartition des couches de marne sur la hauteur du barrage : le niveau 25 est « activé » légèrement plus tôt car il comporte une couche située à la base du barrage.

Compte tenu de ces résultats, le Tableau 3-4 résume les valeurs du volume arrivé dans le stockage après 2 000 ans et du flux en régime permanent au niveau de tous les barrages du stockage. Dans ce cas, nous considérons que les valeurs moyennes aux niveaux 23 et 25 du Tableau 3-3 sont multipliées par un facteur 22,8 pour obtenir les valeurs globales au niveau de tout le stockage. Autrement dit, nous considérons que les barrages du stockage sont situés pour la moitié au niveau 23 et pour la restante partie au niveau 25. Ces deux résultats sont les entrées du calcul d'ennoyage du stockage.

Cas	Barrage	Volume dans le stockage (m³) après 2 000 ans	Débit en état permanent (m³/an)
1 - Arrivée 421 ans	Bentonite	20 518	13,55
	Béton Sorel	2 130	1,41
3 - Arrivée 240 ans	Bentonite	23 159	13,55
	Béton Sorel	2 410	1,41

Tableau 3-4 : Extrapolation des résultats des calculs hydrauliques au niveau de tout le stockage.

Le paramètre dominant pour le comportement est bien sûr le type de barrage mis en place. Avec une perméabilité dix fois plus faible, le barrage en béton Sorel divise quasiment par 10 le volume dans le stockage après 2 000 ans, ainsi que le débit en état permanent. Ceci illustre bien le peu d'effet des couches de marnes, qui ne contribuent que marginalement aux débits entrant.

L'hypothèse sur l'arrivée de la saumure au niveau du stockage a un effet visible mais de deuxième ordre par rapport à la perméabilité du barrage. Une arrivée plus précoce de la saumure augmente de 15% environ la quantité d'eau dans le stockage après 2 000 ans, sans effet bien sûr sur le débit en état permanent.

3.2.1. Arrivée de la saumure à 421 ans

Dans ce cas, la date de début de la simulation est 421 ans après la fermeture du stockage.

3.2.1.1. Barrage en bentonite

Les réponses des niveaux 23 et 25 sont identiques, et l'état permanent est atteint moins de 200 ans après le début de la simulation (600 après la fermeture), comme l'attestent les variations linéaires des volumes totaux d'eau entrés dans le barrage et les marnes, et sortis du barrage et des marnes pour pénétrer le stockage.

Niveau 23

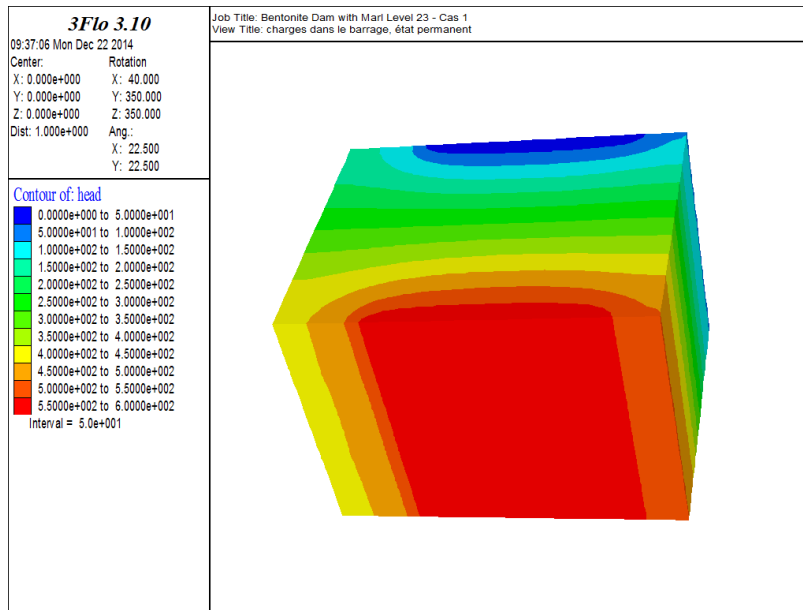


Figure 3-7 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 23 »

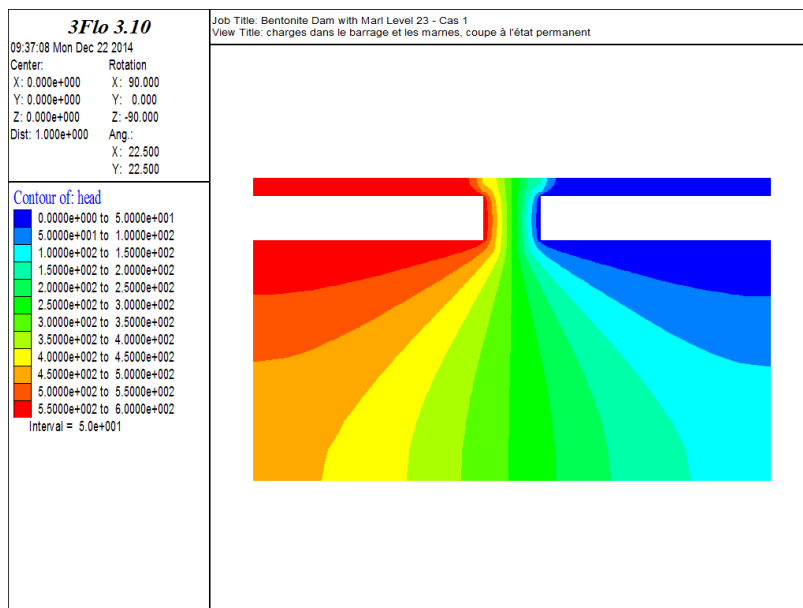


Figure 3-8 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 23 »

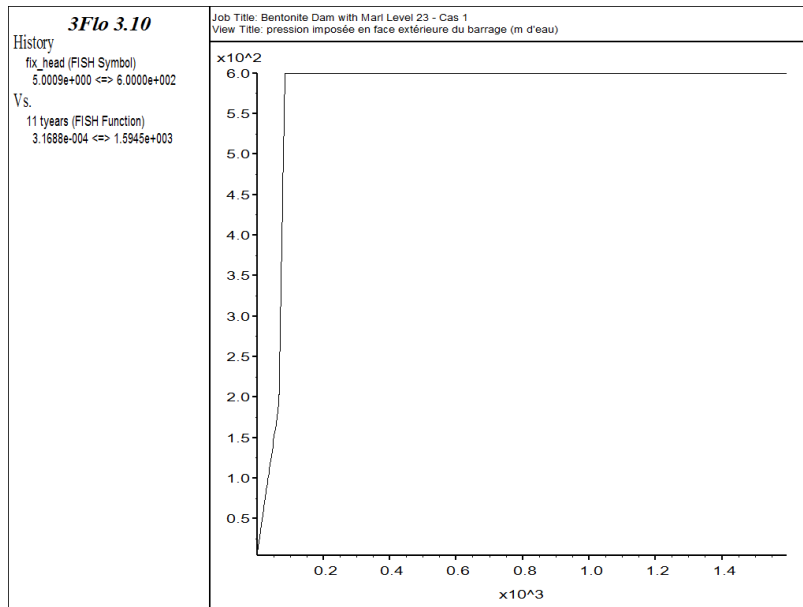


Figure 3-9 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 23 »

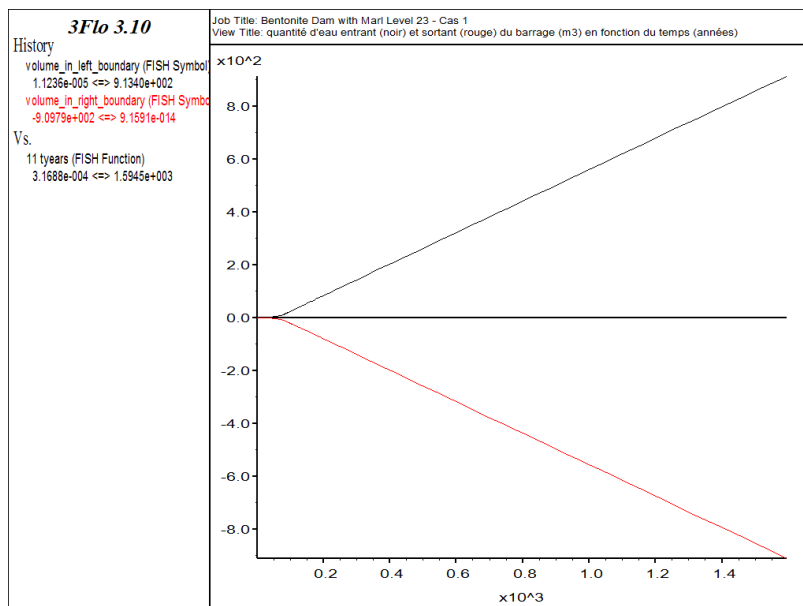


Figure 3-10 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m³. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 23 »

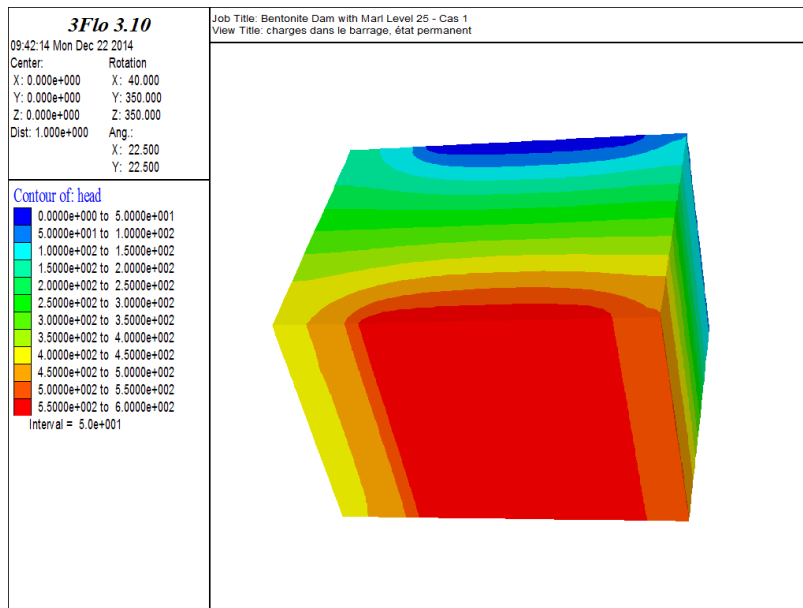


Figure 3-11 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 25 »

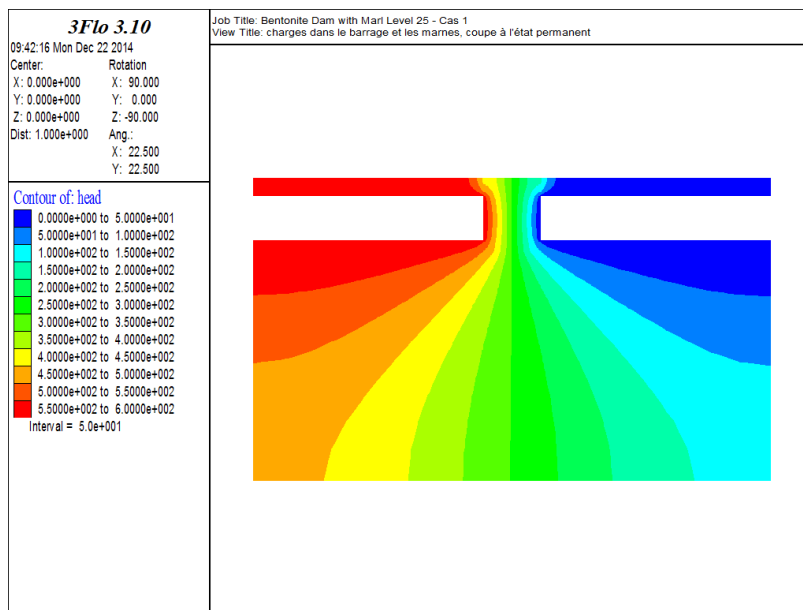


Figure 3-12 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 25 »

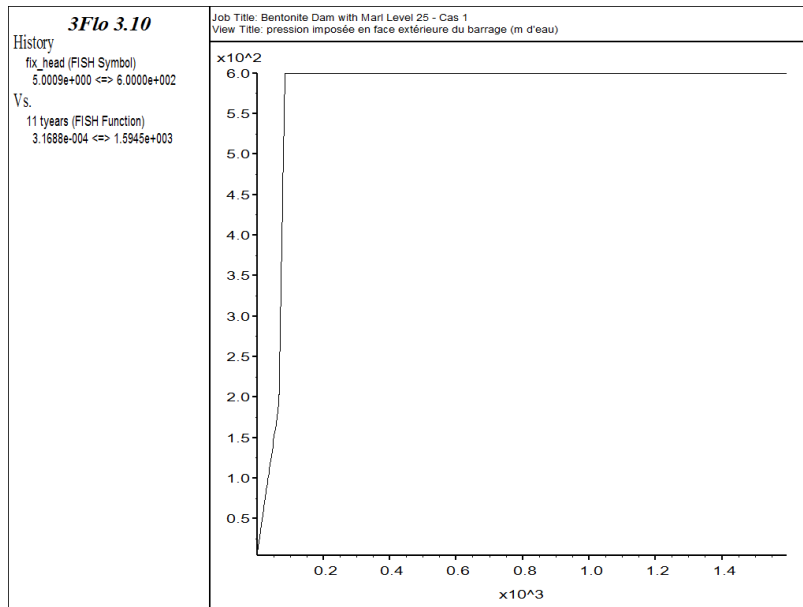


Figure 3-13 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 25 »

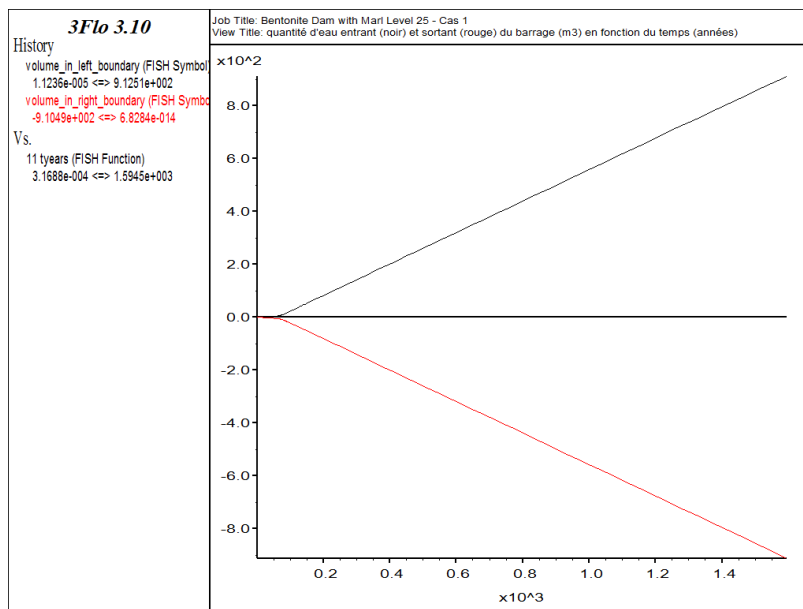


Figure 3-14 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m³. Cas « Arrivée à 421 ans ; bentonite ; niveau 25 »

3.2.1.2. Barrage en béton Sorel

A nouveau, les réponses des niveaux 23 et 25 sont identiques, et l'état permanent est atteint moins de 200 ans après le début de la simulation (600 après la fermeture). Le champ de pression légèrement différent dans le barrage (par rapport au barrage en bentonite) reflète la part un peu plus forte des marnes dans l'écoulement, due à l'égalité entre les perméabilités des marnes et du béton Sorel. Il reste que seule une faible part des débits transite par les marnes, à cause de la configuration géométrique des écoulements.

Niveau 23

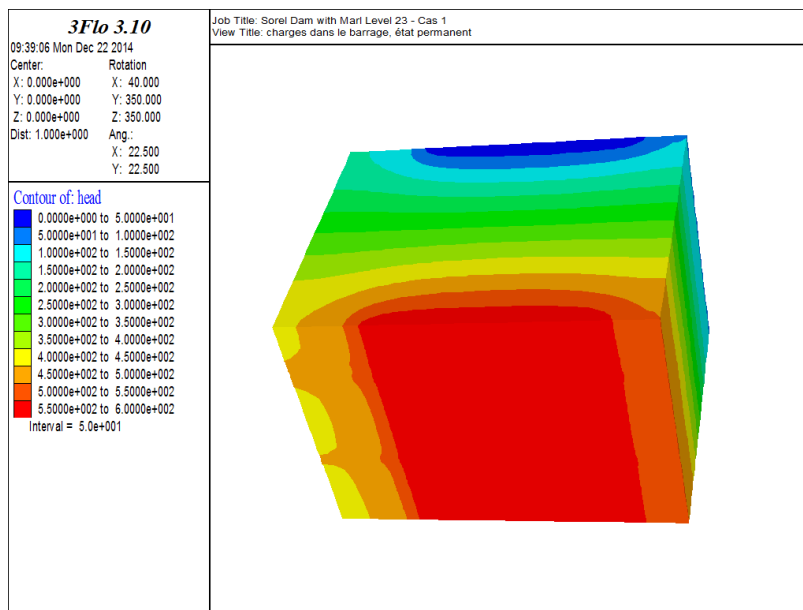


Figure 3-15 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »

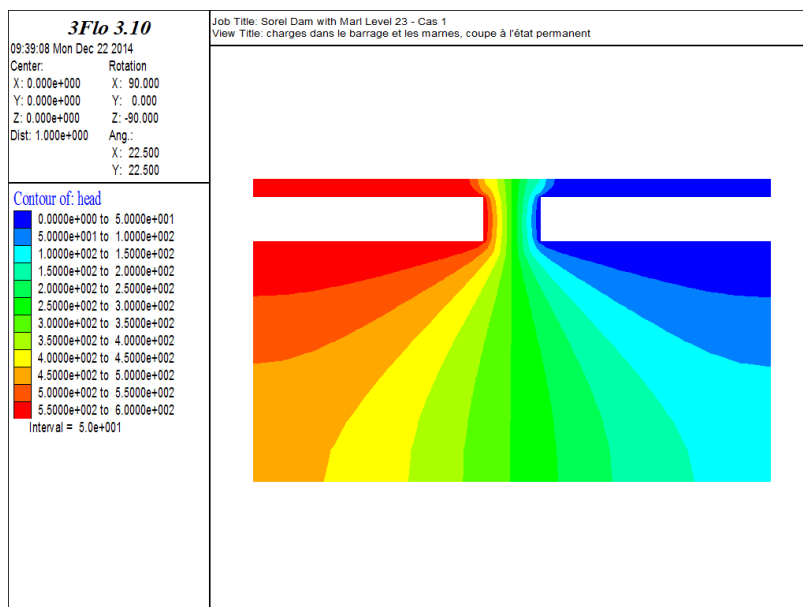


Figure 3-16 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »

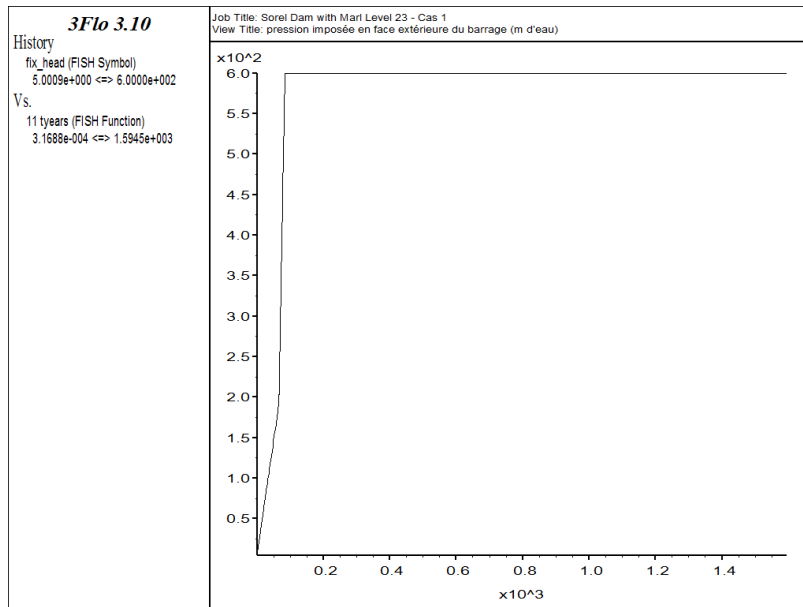


Figure 3-17 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »

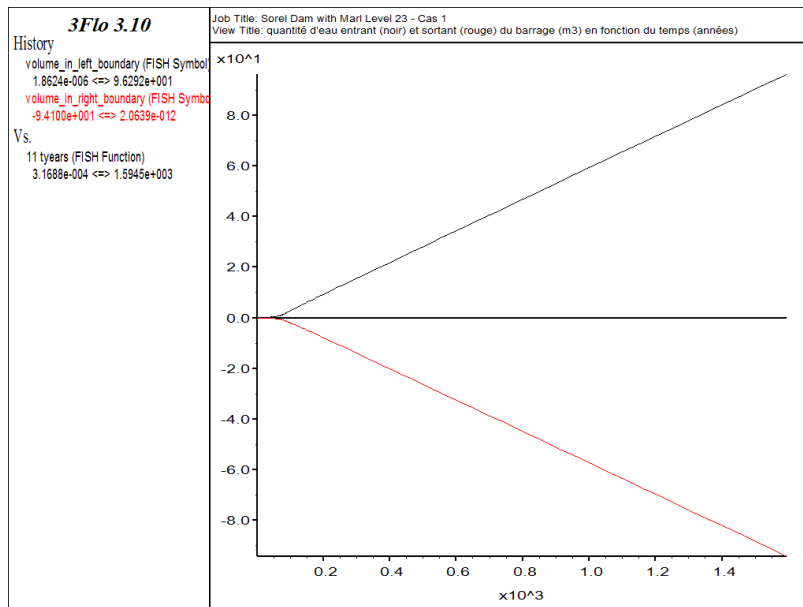


Figure 3-18 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m³. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »

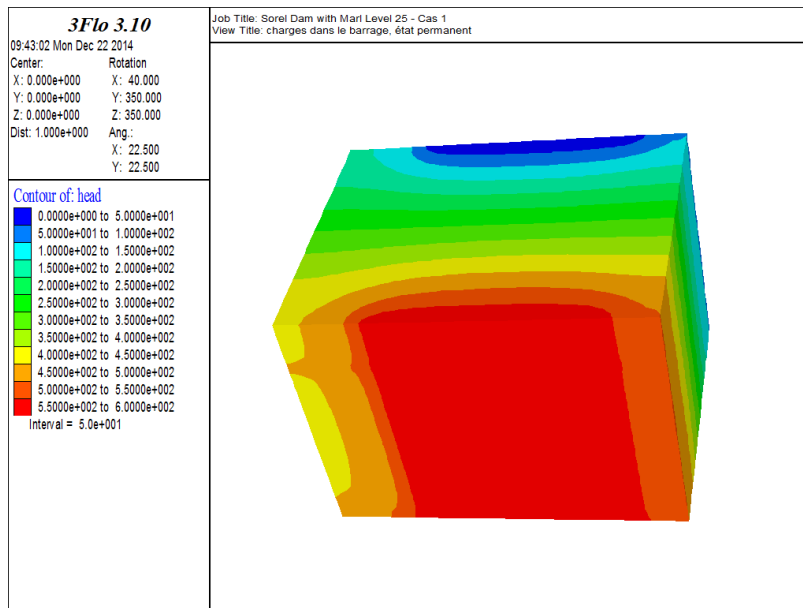


Figure 3-19 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »

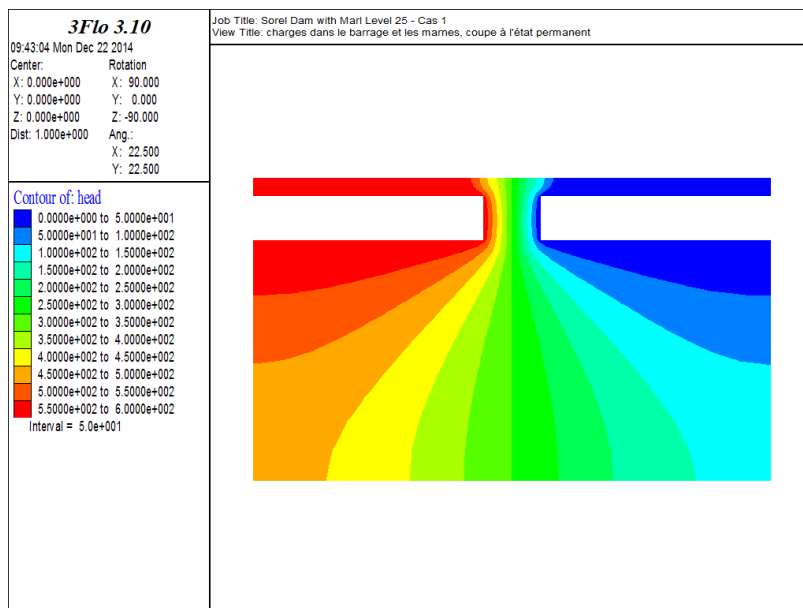


Figure 3-20 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »

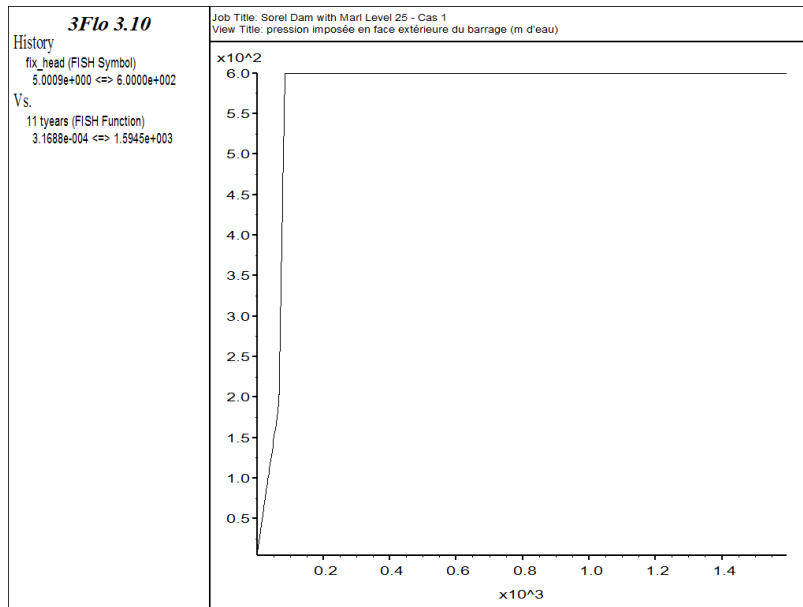


Figure 3-21 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »

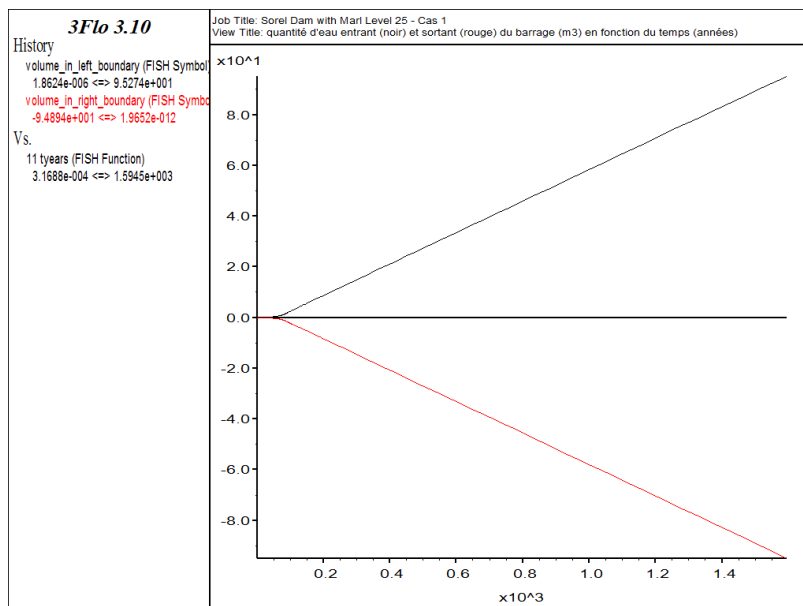


Figure 3-22 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m³. Cas « Arrivée à 421 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »

3.2.2. Arrivée de la saumure à 240 ans

Dans ce cas, la date de début de la simulation est 240 ans après la fermeture du stockage. Dans tous les cas, l'état permanent est, logiquement, strictement identique à celui atteint pour le cas « arrivée à 421 ans ».

3.2.2.1. Barrage en bentonite

Les réponses des niveaux 23 et 25 sont ici aussi identiques. L'état permanent est atteint plus rapidement que pour le cas « arrivée à 421 », soit moins de 100 ans après le début de la simulation (340 après la fermeture).

Niveau 23

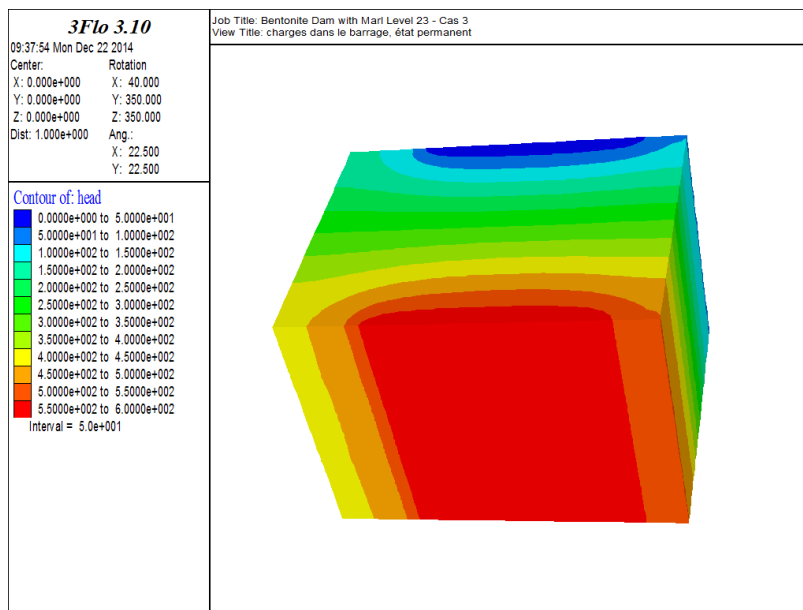


Figure 3-23 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 23 »

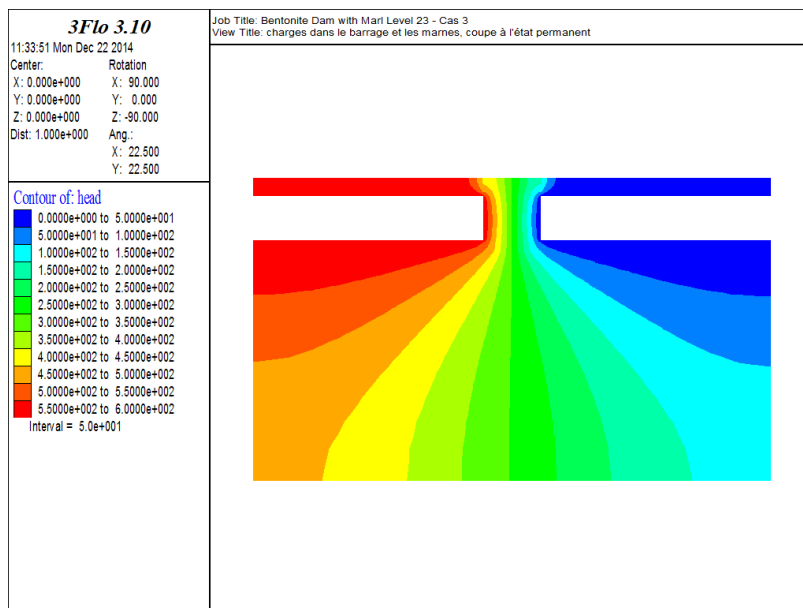


Figure 3-24 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 23 »

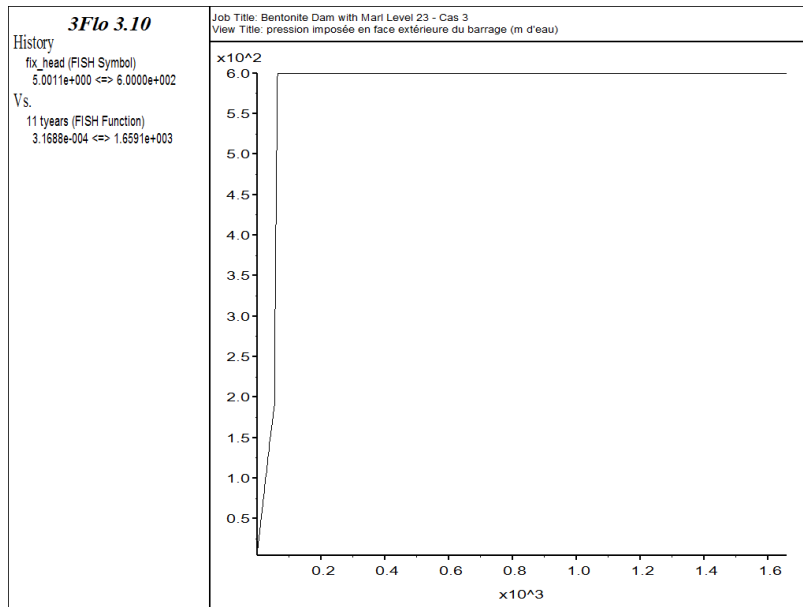


Figure 3-25 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 23 »

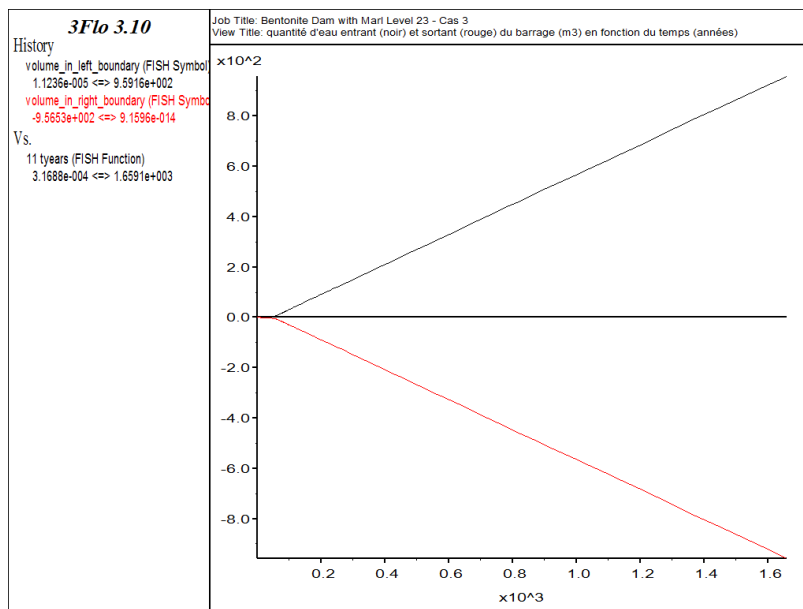


Figure 3-26 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m³. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 23 »

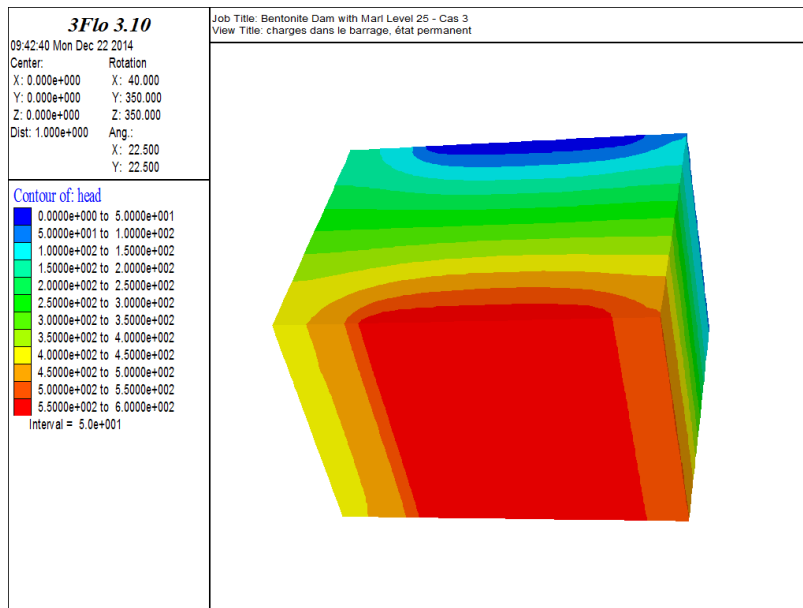


Figure 3-27 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 25 »

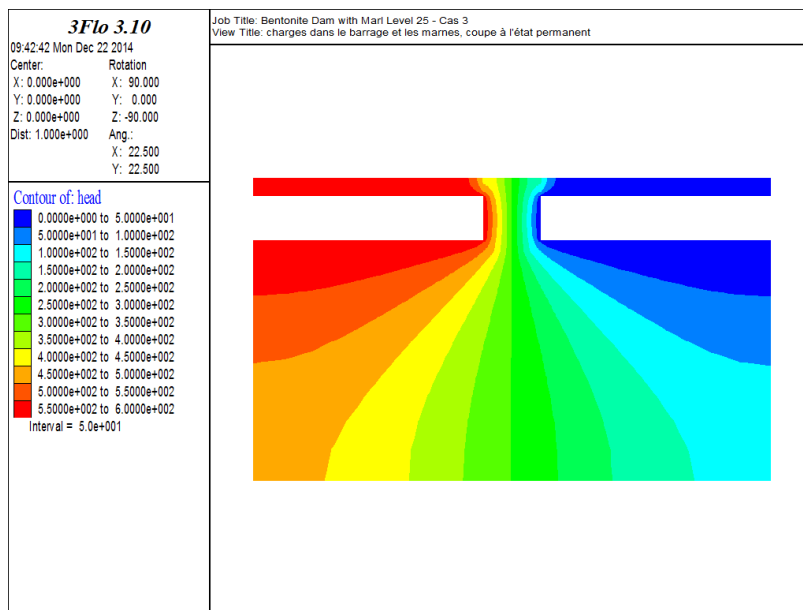


Figure 3-28 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 25 »

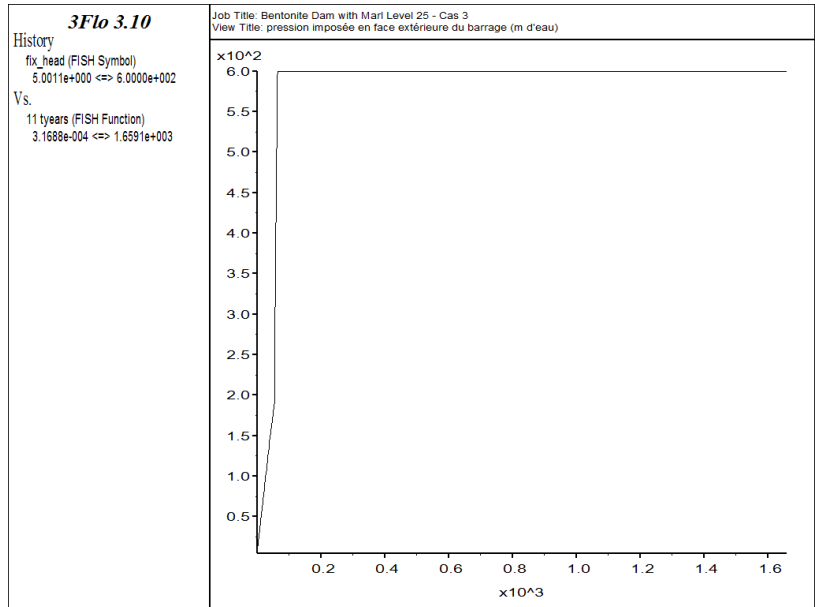


Figure 3-29 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 25 »

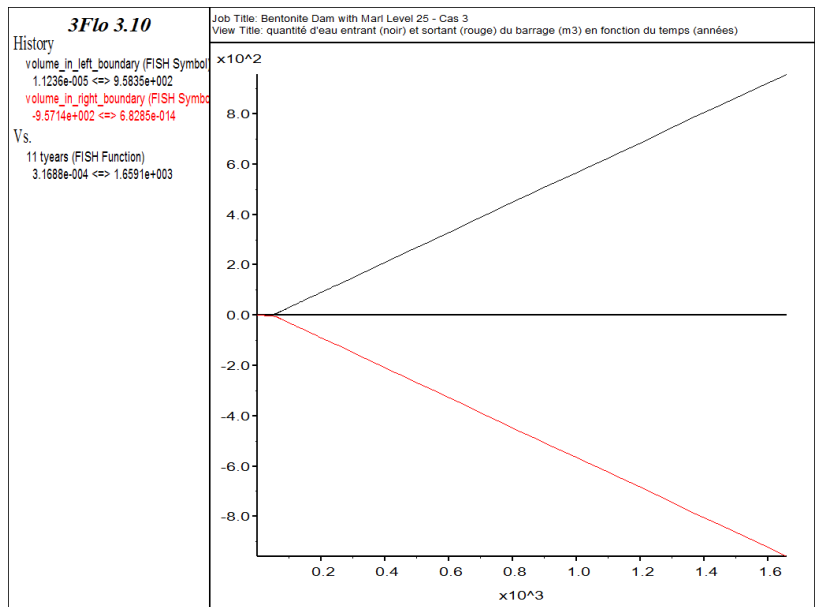


Figure 3-30 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m³. Cas « Arrivée à 240 ans ; bentonite ; niveau 25 »

3.2.2.2. Barrage en béton Sorel

Les figures de ce paragraphe appellent exactement les mêmes conclusions que les précédentes.

Niveau 23

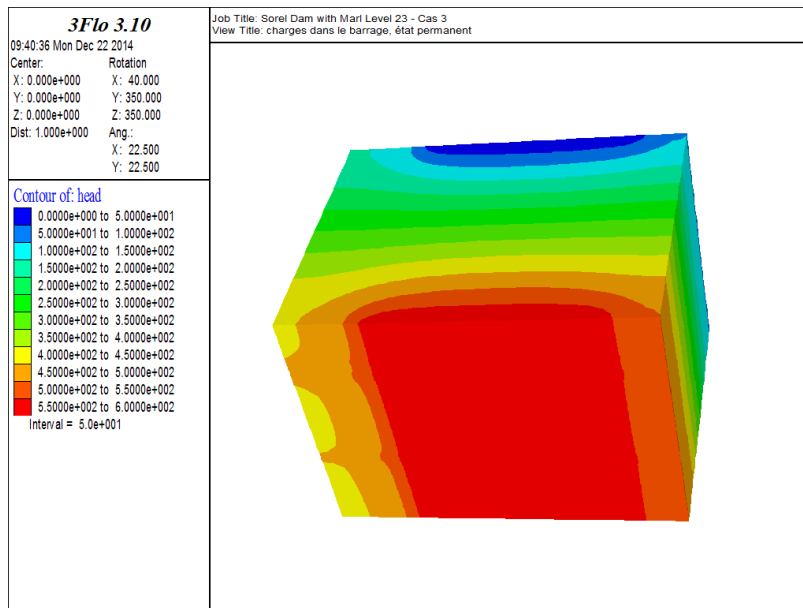


Figure 3-31 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »

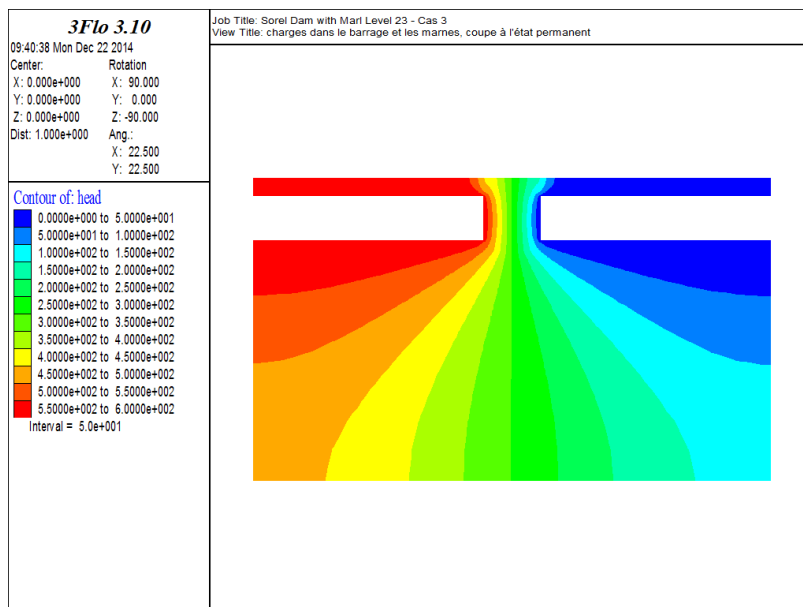


Figure 3-32 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »

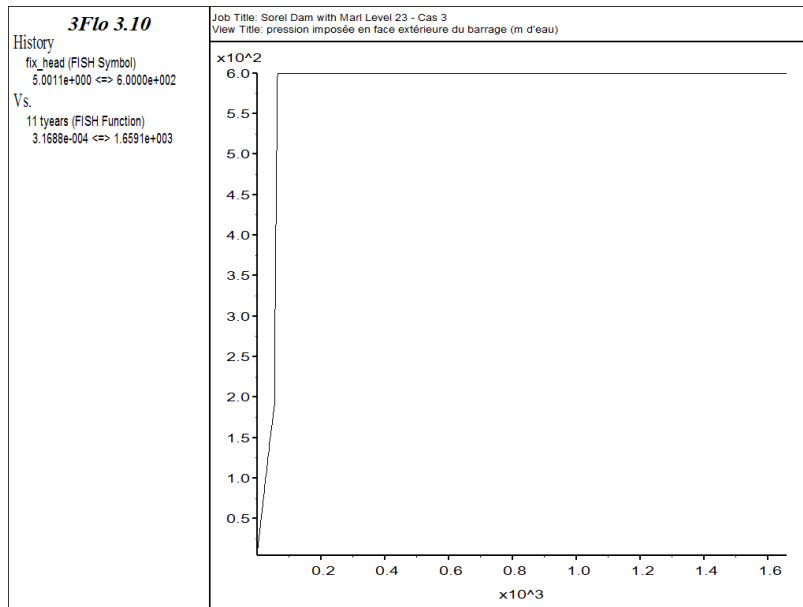


Figure 3-33 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »

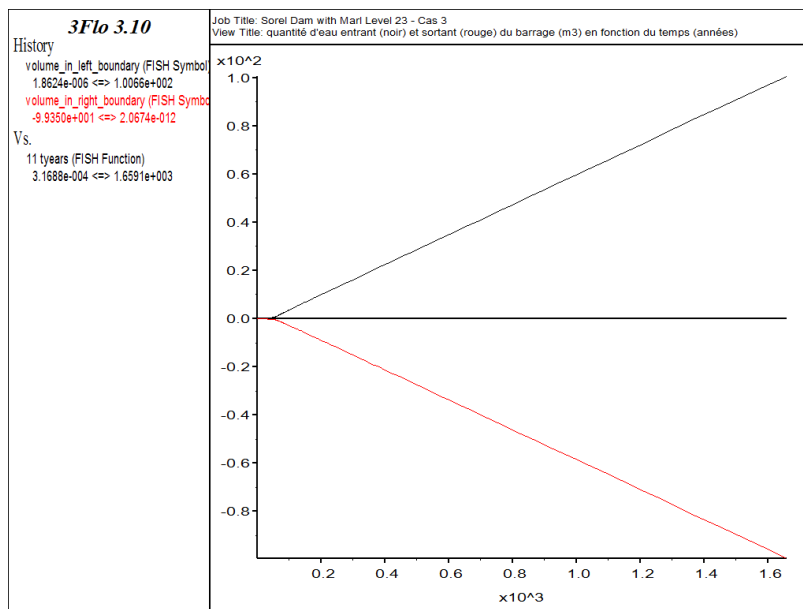


Figure 3-34 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m³. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 23 »

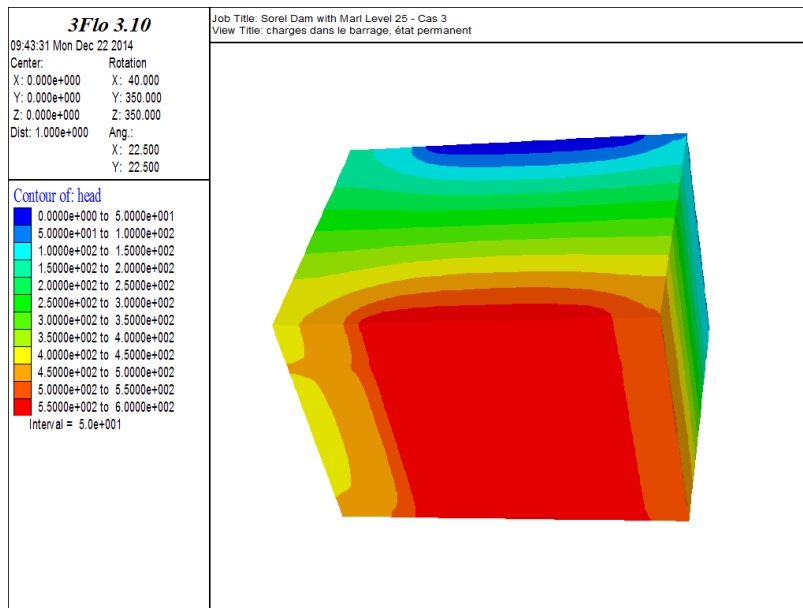


Figure 3-35 : Pressions (m) dans le barrage, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »

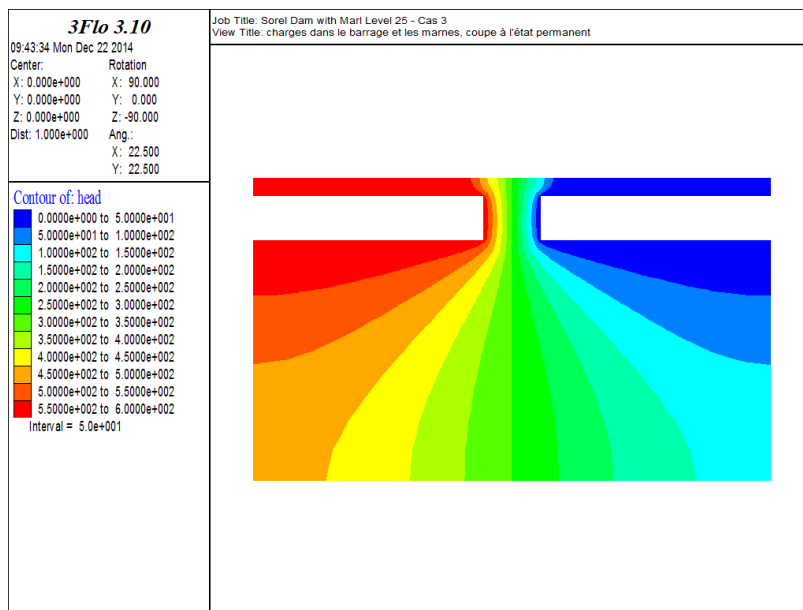


Figure 3-36 : Coupe des pressions (m) dans barrage et marnes, état permanent. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »

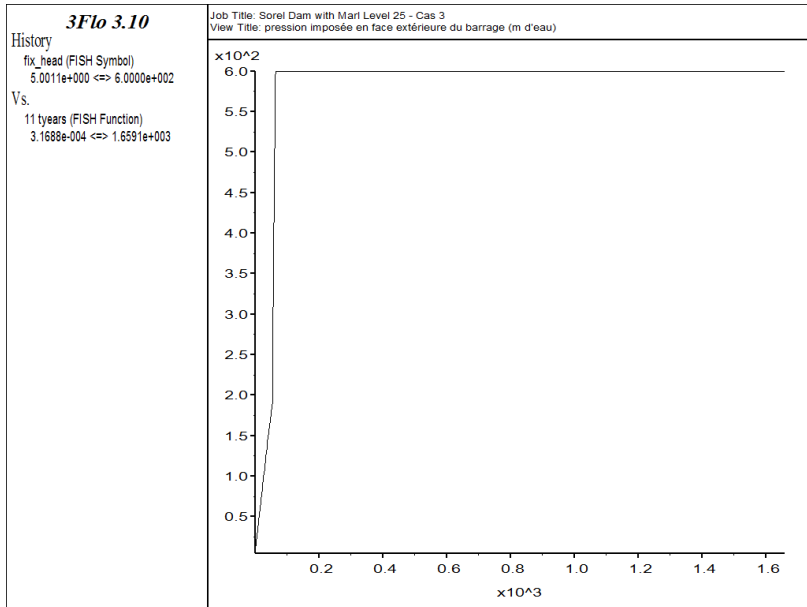


Figure 3-37 : Historique de la pression en face externe (m). Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »

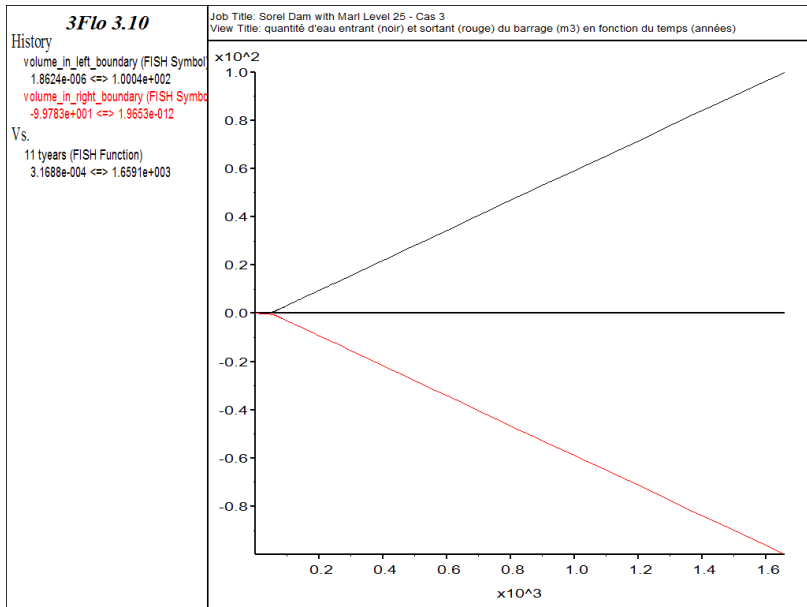


Figure 3-38 : Historique du volume total d'eau qui a pénétré dans barrage et marnes (noir) et du volume total d'eau qui est sorti du barrage et des marnes par les faces internes (rouge). Volumes en m³. Cas « Arrivée à 240 ans ; béton Sorel ; niveau 25 »

4. SIMULATION DE LA FERMETURE DU STOCKAGE AVANT L'ENNOYAGE

La fermeture du stockage est évaluée en simulant tout d'abord l'évolution de la fermeture des différentes configurations des tunnels du stockage à l'aide de modèles locaux (galeries de service partiellement remplies avec le coulis de remplissage et galeries des blocs du stockage partiellement remplies avec les déchets ou le coulis). La combinaison de ces modèles en terme d'évolution de la réduction des vides avec le temps permet ensuite d'évaluer la fermeture globale du stockage. Dans ce paragraphe, la présence de la saumure après l'invasion n'est pas prise en compte. Ces simulations ne sont donc valides que jusqu'au moment où la saumure a complètement envahi le stockage.

4.1. Fermeture des différentes configurations de galeries

Trois configurations de galeries ont été considérées pour simuler la fermeture mécanique des galeries de stockage au cours du temps :

- Croisement entre deux galeries des blocs de stockage remplies de déchets à 70% environ;
- Croisement entre deux galeries des blocs de stockage remplies de coulis à 80%;
- Voies doubles d'accès au stockage remplies à 90% de coulis.

4.1.1. Géométrie des modèles

Deux géométries de modèle différentes sont prises en compte pour la simulation (1) d'une section 2D perpendiculaire aux voies doubles et (2) du croisement entre deux galeries d'un bloc de stockage.

Le maillage est réalisé de manière à obtenir des résultats précis au niveau des tunnels pour suivre avec une précision suffisante l'évolution de leur volume dans le temps. La discrétisation est donc relativement fine autour de ces structures, alors que les éléments de volume éloignés de l'excavation ont des dimensions plus importantes.

Le maillage du modèle des voies doubles d'accès au stockage est montré en Figure 4-1 et en Figure 4-2. La géométrie initiale des galeries considère deux galeries de 3,8 m de largeur, séparées par un pilier de 3,2 m. La hauteur des galeries est de 2,8 m.

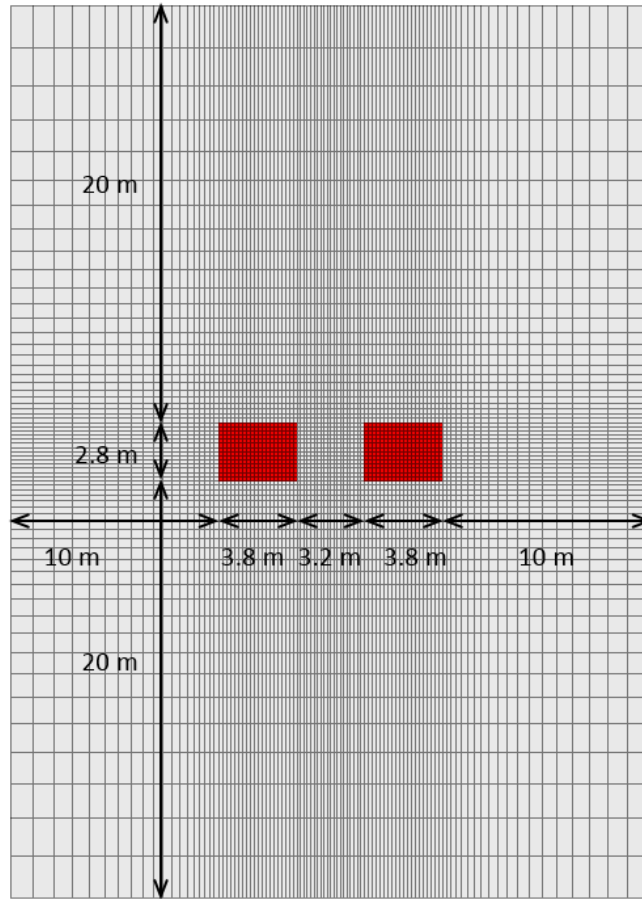


Figure 4-1 : Modèle 2D des voies d'accès au stockage.

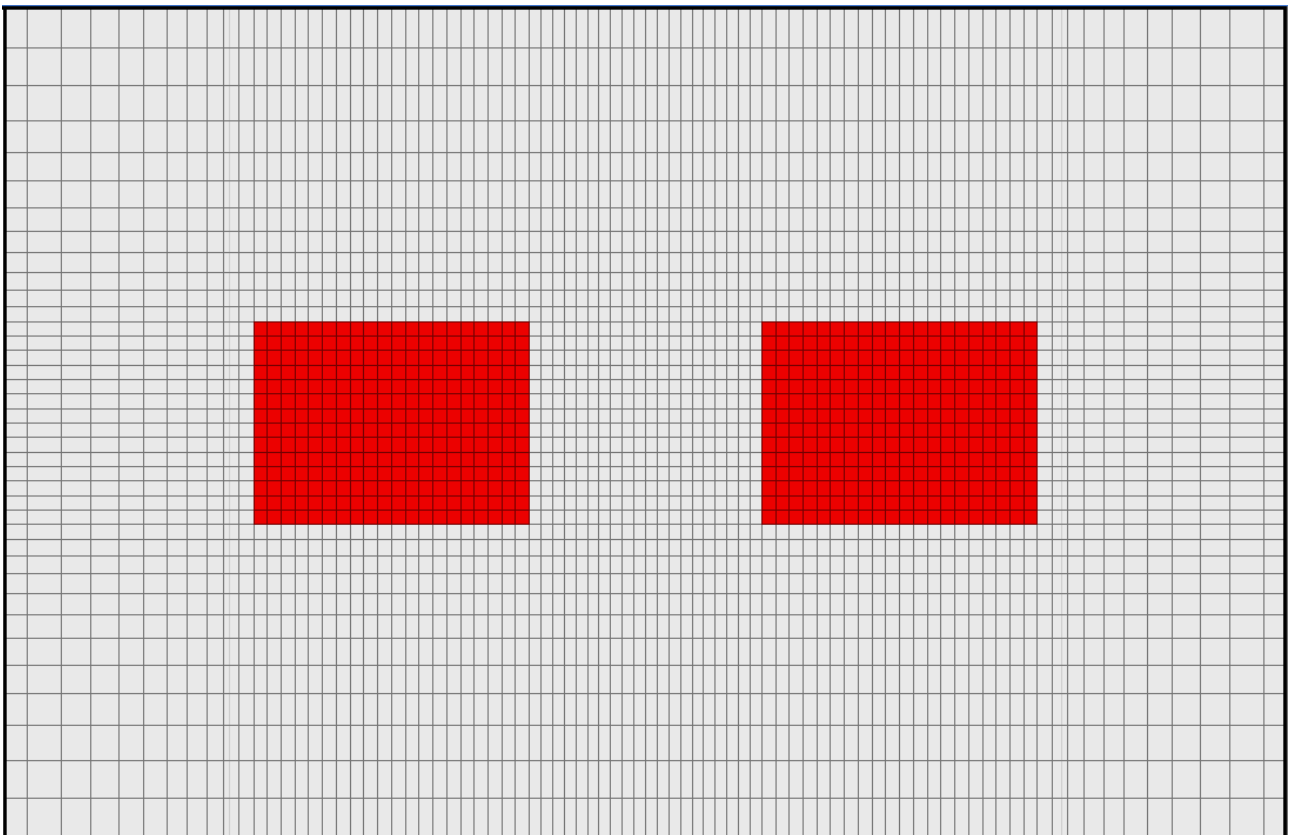


Figure 4-2 : Modèle 2D des voies d'accès au stockage. Vue zoomée au droit des galeries.

Le maillage du modèle 3D de croisement entre deux galeries est montré en Figure 4-3 et Figure 4-4. Dans ce cas, afin de limiter le nombre des éléments volumiques (et donc les temps de calcul) seulement un quart de l'intersection est pris en compte dans le modèle. La demi-largeur initiale des galeries est de 2,75 m (les galeries des blocks de stockage ont une largeur initiale de 5,5 m) et leur hauteur est de 2,8 m. Compte tenu de la taille des piliers du stockage (20x20 m dans le plan horizontal), le modèle considère une extension horizontale du pilier de 10 m. Des conditions de symétrie sont ensuite appliquées sur toutes les frontières latérales du modèle.

Notons aussi qu'afin d'éviter d'avoir des problèmes dus à une forte distorsion des zones au voisinage de l'intersection pendant les premières années de fluage, avant le remplissage des galeries par le coulis de comblement, la géométrie des galeries est légèrement modifiée au droit des coins. En effet, comme indiqué par StocaMine, le coulis ne sera mis en place que 18 ans après l'excavation des galeries (soit en 2018). Le fluage du sel autour des galeries non-remplies induit des distorsions très fortes des parois des excavations, notamment près des coins. La modification du maillage mise en œuvre permet de compenser en partie ces distorsions et donc d'obtenir une géométrie régulière de la galerie au moment où le remplissage sera mis en place (Figure 4-5). Cette modification réduisant légèrement le volume initial de l'excavation, la hauteur initiale des galeries est légèrement augmentée (2,84 m) de manière à conserver la valeur du volume initial.

Pour ces mêmes raisons, le maillage des galeries de stockage des déchets adopte la même modification initiale de la géométrie des tunnels. Dans ce cas les déchets sont mis en place dans la réalité juste après l'excavation (temps 0). A la mise en place, en raison du vide initial existant entre les déchets et le toit de l'excavation (les déchets ne sont mis en place que sur une partie de la hauteur de la galerie), ceux-ci ne sont pas confinés, et reposent sous poids propre uniquement. Le modèle de Cam Clay surestime fortement les déformations à confinement nul, avec des modules initiaux « hors confinement » très faibles. Dans le modèle numérique, ceci induirait de fortes déformations qui amèneraient à l'arrêt du calcul. Comme le détaillera le paragraphe 4.1.4, les déchets ne sont donc mis en place dans le modèle qu'au moment où le volume des tunnels est réduit à la valeur du volume des déchets (soit plusieurs années de fluage). Dans ce cas, les déchets sont complètement confinés par le sel, permettant ainsi la poursuite du calcul sans difficulté numérique.

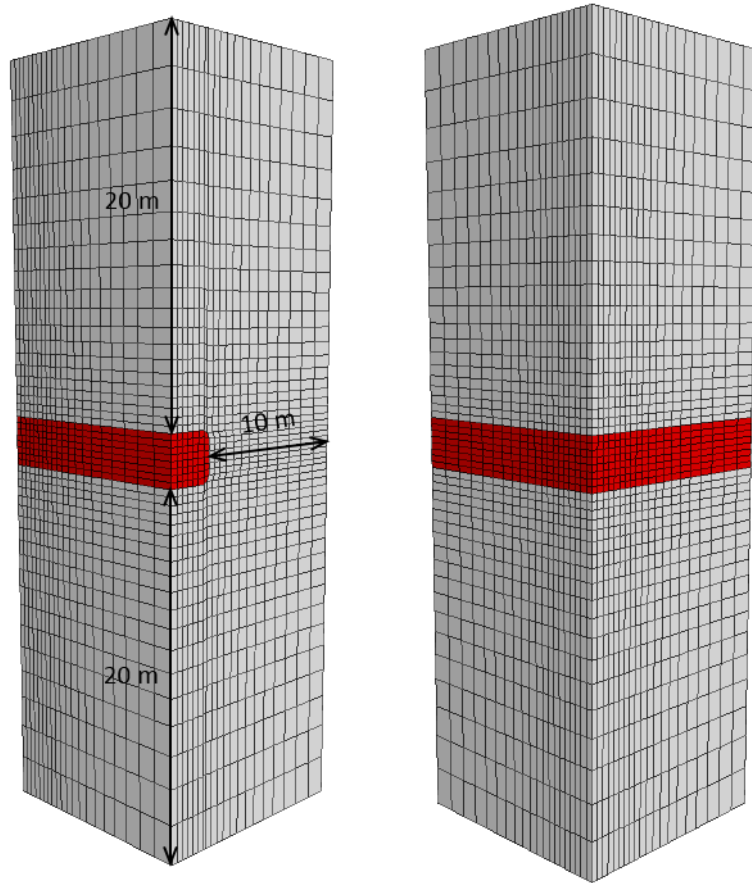


Figure 4-3 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage.

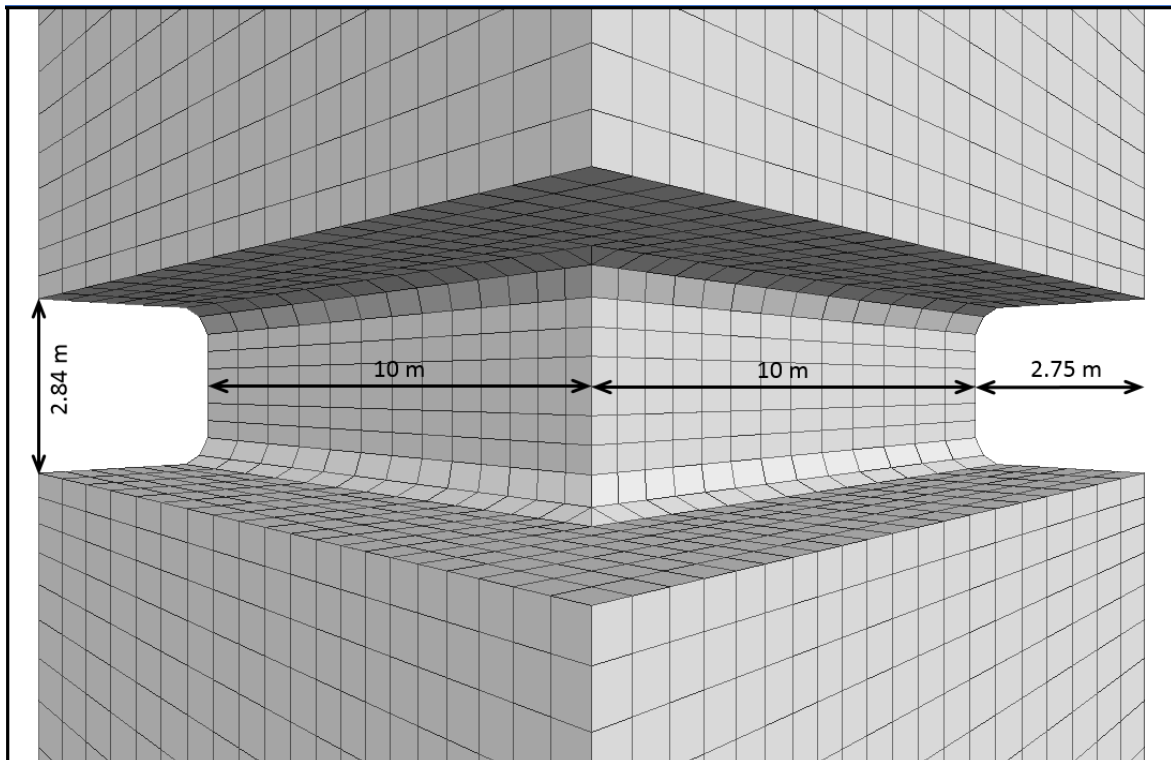


Figure 4-4 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage. Vue zoomée au droit des galeries.

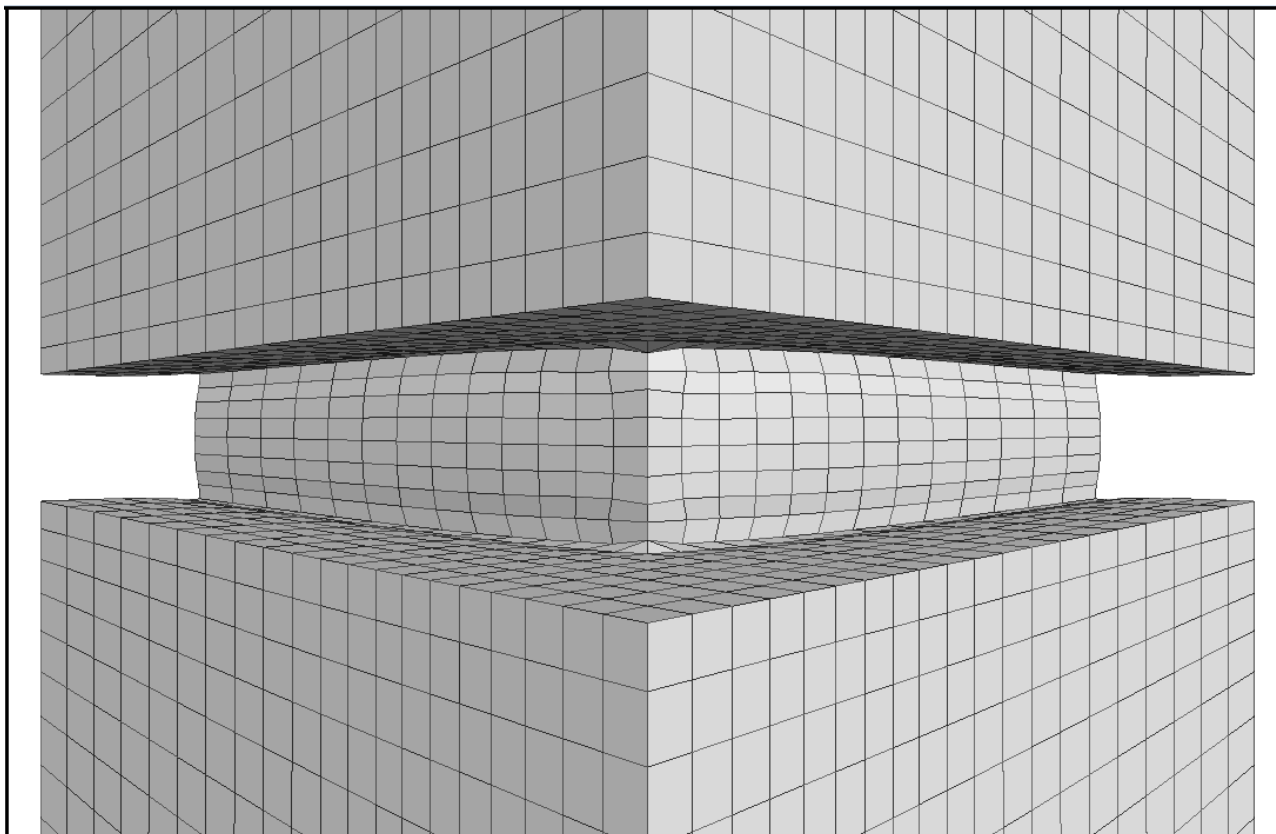


Figure 4-5 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage. Géométrie des galeries au moment de la mise en place du coulis de remplissage.

4.1.2. Conditions aux limites et initialisation des contraintes

Les conditions aux limites sont prises suffisamment éloignées de la zone d'étude pour ne pas influencer les résultats, à plus de 5 diamètres du centre de la galerie. Les déplacements sont imposés sur toutes les frontières, sauf la limite supérieure sur laquelle on applique une contrainte verticale déduite du modèle global 3D indiqué plus haut. La valeur de cette contrainte correspond à la valeur initiale calculée avant l'excavation du stockage, à 20 m au-dessus du toit des futures galeries.

L'état des contraintes est ensuite initialisé dans les modèles en considérant :

- La contrainte verticale agissant initialement sur la frontière supérieure du modèle ;
- L'effet de la pesanteur ;
- Un rapport K_0 entre la contrainte horizontale et la contrainte verticale égal à 1.

4.1.3. Phasage général

Pour chaque configuration de galerie simulée, l'excavation est réalisée en déconfinant progressivement les éléments de volume représentant les tunnels. Le déconfinement est effectué en cinq étapes, avec des taux de déconfinement de 20, 40, 60, 80 puis 100%. A chaque étape, les contraintes dans les zones à excaver sont réduites, puis fixées à une valeur constante proportionnelle à la valeur initiale et au taux de déconfinement. Une fois que l'équilibre est atteint dans le modèle, une nouvelle étape de déconfinement est effectuée. A la fin de l'excavation, les zones incluses dans le volume excavé sont supprimées du modèle. Le fluage est ensuite simulé sur une période de 100 000 ans.

Au cours du fluage, la contrainte appliquée sur la frontière supérieure du modèle est mise à jour de façon à tenir compte de l'évolution de la contrainte verticale, engendrée par la compaction progressive des vides miniers sus-jacents. Cette évolution, présentée en Figure 4-7 et en Figure 4-8,

est tirée du modèle global mis au point lors de notre première étude sur les flux potentiels du stockage de StocaMine. Dans ce modèle, les vides miniers ainsi que les galeries du stockage étaient modélisés de manière simplifiée (Figure 4-6). Concernant les vides miniers, le modèle a été conçu de manière à prendre en compte leur fermeture et la compaction du matériau effondré dans ces vides avec le temps, suivant le scénario indiqué par StocaMine. Tout d'abord, il y aura effondrement du toit avec foisonnement des matériaux effondrés, puis le fluage du sel compactera progressivement ces matériaux. A long terme, les volumes vides des niveaux d'exploitation seront donc complètement comblés, et le volume de vide restant représentera entre 20 et 30% du volume de vide initial. Afin de prendre en compte cette compaction, les éléments volumiques du modèle global utilisés pour la simulation des vides miniers ont été initialisés avec une valeur de module d'Young très faible (1/10000 du module du sel). Lorsque la réduction de volume de ces éléments atteint 60%, nous considérons que le volume est rempli de matériaux effondrés qui vont être progressivement compactés par la pression exercée par le toit. Le module est donc augmenté progressivement à partir de ce stade jusqu'à un volume égal à 20% du volume initial (compaction progressive des matériaux d'effondrement). Le module a alors atteint celui du sel intact (25 GPa).

La Figure 4-7 et la Figure 4-8 représentent les évolutions de la contrainte verticale à une profondeur correspondant à la côte de la frontière supérieure des modèles locaux (20 m au-dessus du toit des galeries de stockage), respectivement en parties ouest, centrale et est du stockage. L'évolution de la contrainte verticale prise en compte dans les modèles locaux correspond à la courbe moyenne des trois évolutions décrites ci-dessus.

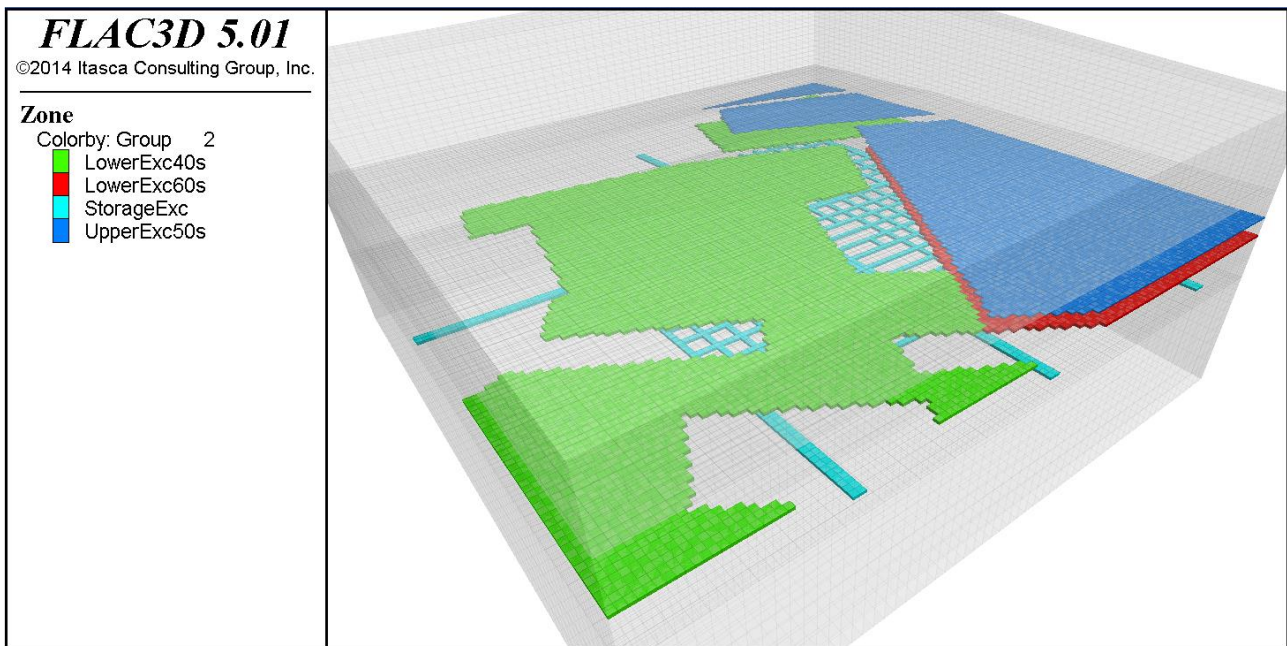


Figure 4-6 : Géométrie du modèle global du site de StocaMine prenant en compte l'excavation des vides miniers ainsi que de l'ensemble du stockage.

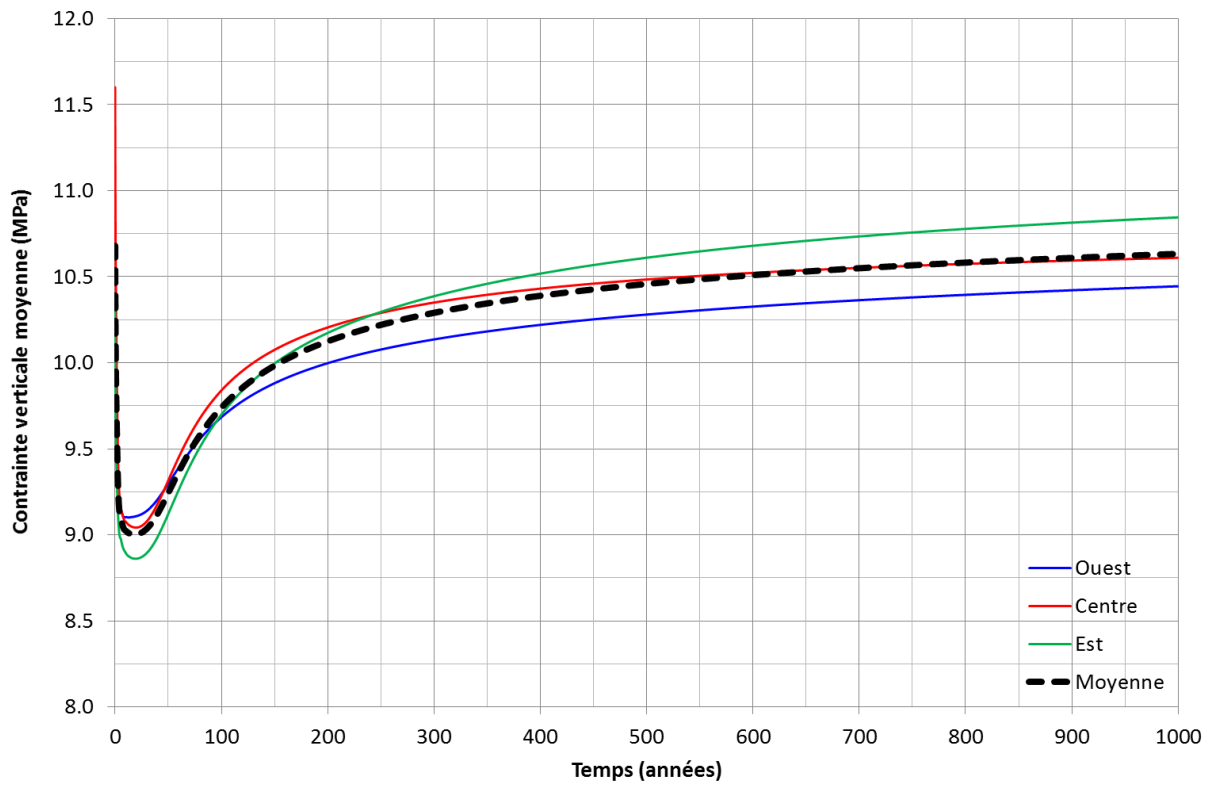


Figure 4-7 : Evolution des contraintes verticales à 20 m au-dessus du stockage sur 1000 ans. La ligne en pointillés représente l'évolution moyenne. L'origine de l'axe du temps correspond au moment de l'excavation des galeries.

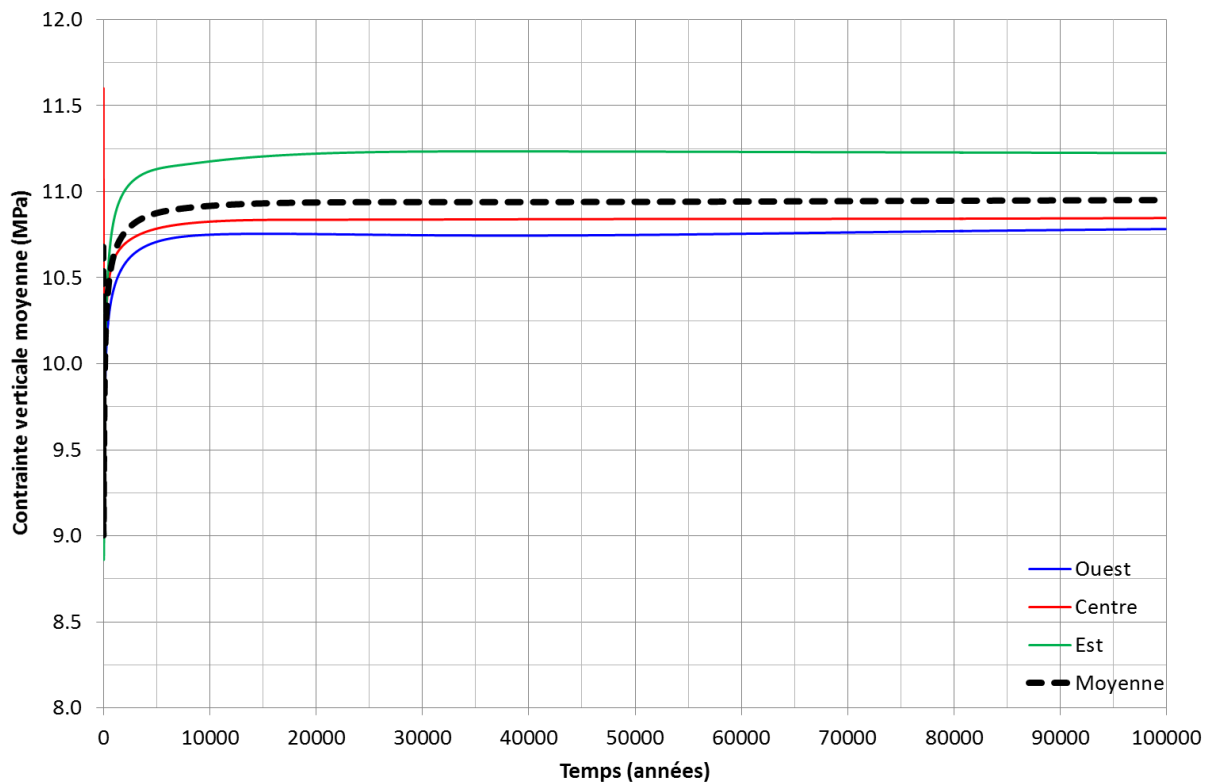


Figure 4-8 : Evolution des contraintes verticales à 20 m au-dessus du stockage sur 100 000 ans. La ligne en pointillés représente l'évolution moyenne.

4.1.4. Introduction du coulis de remplissage et des déchets dans les tunnels

Dans la réalité l'introduction des déchets dans les galeries est faite juste après leur excavation, tandis que le coulis n'est mis en place dans les blocs de stockage vides ainsi que dans les galeries de service qu'environ 18 ans après leur excavation. StocaMine indique que le taux de remplissage en coulis peut être estimé de l'ordre de 80% pour les blocs de stockage (ceux-ci étant quasiment horizontaux et donc plus difficiles à combler) et de 90% pour les galeries de service.

Quel que soit le cas, la modélisation rigoureuse de l'introduction des déchets et du coulis nécessiterait la prise en compte d'un vide résiduel dans la partie haute des galeries. Comme indiqué précédemment au paragraphe 4.1.1, ceci pose un problème, purement numérique, de très forte distorsion des éléments volumiques de sel situés au voisinage des coins des galeries avant qu'un contact entre le sel et le coulis (ou les déchets) puisse se développer suite au fluage du sel. Ce problème concerne surtout les modèles 3D de croisement entre deux galeries du stockage, et notamment les éléments situés au droit de l'intersection.

Afin de palier à ce problème et pour permettre ainsi de poursuivre les simulations, le phasage de mise en place du coulis et des déchets est modifié selon les schémas suivants :

- Coulis de remplissage :
 - Excavation des galeries ;
 - Fluage jusqu'à 18 ans ;
 - Calcul du volume résiduel des vides des excavations, $V_{v,18}$;
 - Fluage jusqu'à ce que le volume résiduel des vides des excavations soit devenu égal à $0,80 \times V_{v,18}$ pour le modèle de croisement entre les galeries des blocs du stockage (respectivement $0,90 \times V_{v,18}$ pour le modèle 2D des galeries doubles d'accès au stockage) ;
 - Mise en place du coulis de remplissage sur l'ensemble des vides résiduels des excavations (Figure 4-9 et Figure 4-10);
 - Fluage jusqu'à 100 000 ans.

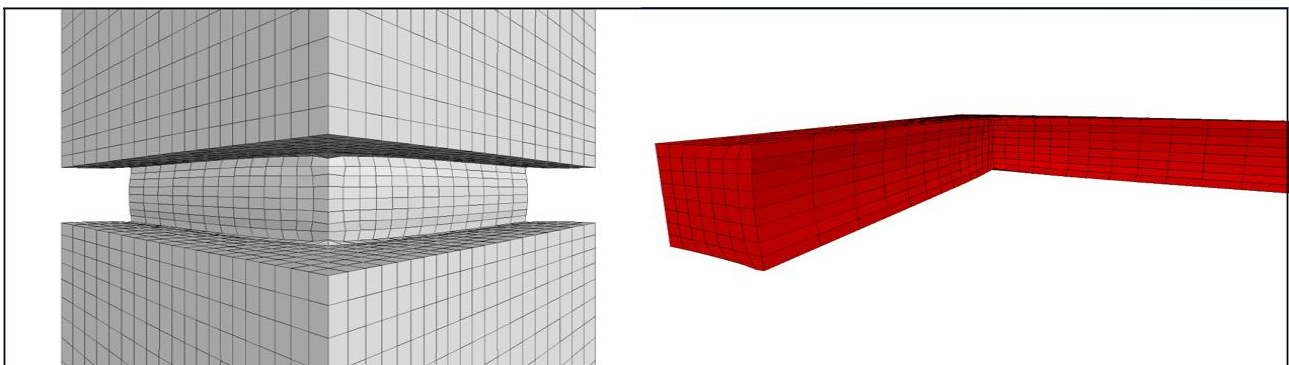


Figure 4-9 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage. Géométrie des galeries et du coulis de remplissage au moment de sa mise en place dans le modèle.

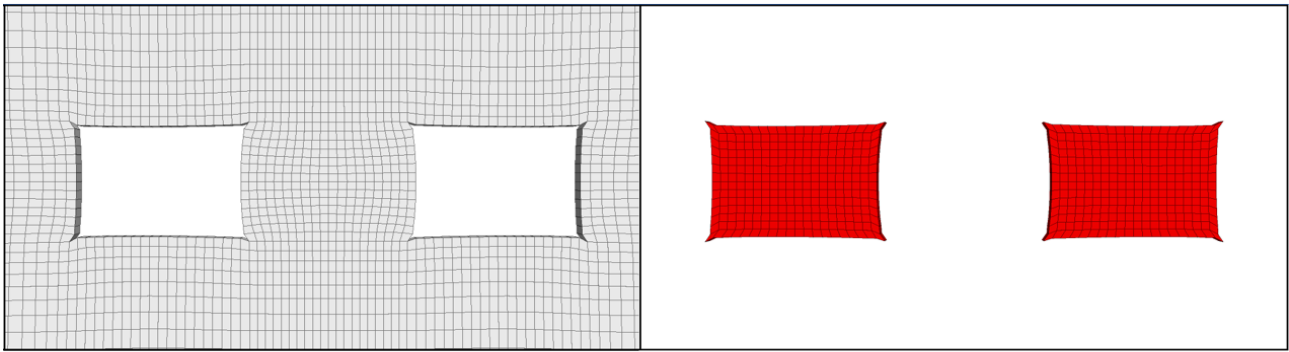


Figure 4-10 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage. Géométrie des galeries et du coulis de remplissage au moment de sa mise en place dans le modèle.

- Déchets. La hauteur initiale moyenne de déchets stockée dans les galeries est d'environ 1,9 m. Cette valeur est calculée à partir des données transmises par StocaMine concernant le tonnage des déchets, leur poids volumique ainsi que le volume initial des galeries des blocs stockés (Tableau 4-1).

Déchets	Tonnage (t)	ρ (t/m ³)	V (m ³)
REFIOM	20 714	0,41	50 520
Amiantés	3 774	0,4	9 435
Autres (Hg / As)	19 389	1,0	19 389
Volume total des déchets			79 344
Volume initial des blocs stockés (après excavation)			118 041

Tableau 4-1 : Déchets stockés dans le site de StocaMine (sauf bloc 15) et volume initial des blocs stockés.

Les déchets sont modélisés par un modèle de Cam Clay, pour lequel le module volumique initial est fonction de la pression moyenne, p , selon l'équation suivante :

$$K = \frac{\nu p}{\kappa} \tag{11}$$

Avec ν le volume spécifique et κ l'un des paramètres du modèle (voir Tableau 2-4). Afin de prévenir le développement d'une très grande déformation initiale, les déchets sont mis en place en considérant une pression initiale de 50 kPa. Cette pression représente une (faible) pression de préconsolidation initiale. Compte tenu de cette pression initiale, la valeur du volume initial des déchets du modèle doit alors être ajustée pour prendre en compte la compaction initiale de 50 kPa, à l'aide des formulations suivantes :

$$V_{déchets,réel}^T = V_{Tunnel,0} \cdot \frac{h_{déchets}}{h_{tunnel}} = V_{Tunnel,0} \cdot \frac{1,9}{2,8} \tag{12}$$

$$V_{déchets}^S = \frac{V_{déchets,réel}^T}{1 + e_0} = \frac{V_{déchets,réel}^T}{6,25} \tag{13}$$

$$e_{50kPa} = e_0 - \lambda \ln\left(\frac{P_{c,50kPa}}{p_1}\right) = 5,25 - \lambda \ln\left(\frac{0,05}{0,003}\right) \cong 3,76 \tag{14}$$

$$V_{\text{déchets,modèle}}^T = V_{\text{déchets}}^S \cdot (1 + e_{50\text{kPa}}) \quad (15)$$

Avec :

- $V_{\text{déchets,réel}}^T$: volume réel des déchets mis en place dans les tunnels ;
- $V_{\text{déchets,modèle}}^T$: volume des déchets mis en place dans le modèle et correspondant à une pression initiale de 50 kPa ;
- $V_{\text{déchets}}^S$: volume de la partie solide des déchets mise en place dans le modèle et correspondant à une pression initiale de 50 kPa ;
- $V_{\text{Tunnel},0}$: volume initial du tunnel après son excavation ;
- $h_{\text{déchets}}$: hauteur initiale réelle des déchets (1,9 m environ) ;
- h_{Tunnel} : hauteur initiale du tunnel (2,8 m) ;
- e_0 : indice des vides initial des déchets pour une pression de préconsolidation initiale presque nulle ($p_1 = 0,003$ MPa) ;
- $e_{50\text{kPa}}$: indice des vides des déchets pour une pression de préconsolidation de 50 kPa ($p_{c,50\text{kPa}} = 0,050$ MPa).

Le phasage du modèle local prenant en compte les déchets devient alors le suivant :

- Excavation des galeries ;
- Fluage jusqu'à ce que le volume résiduel des vides des excavations soit devenu égal $V_{\text{déchets,modèle}}^T$;
- Mise en place des déchets sur l'ensemble des vides résiduels des excavations (Figure 4-11) ;
- Fluage jusqu'à 100 000 ans.

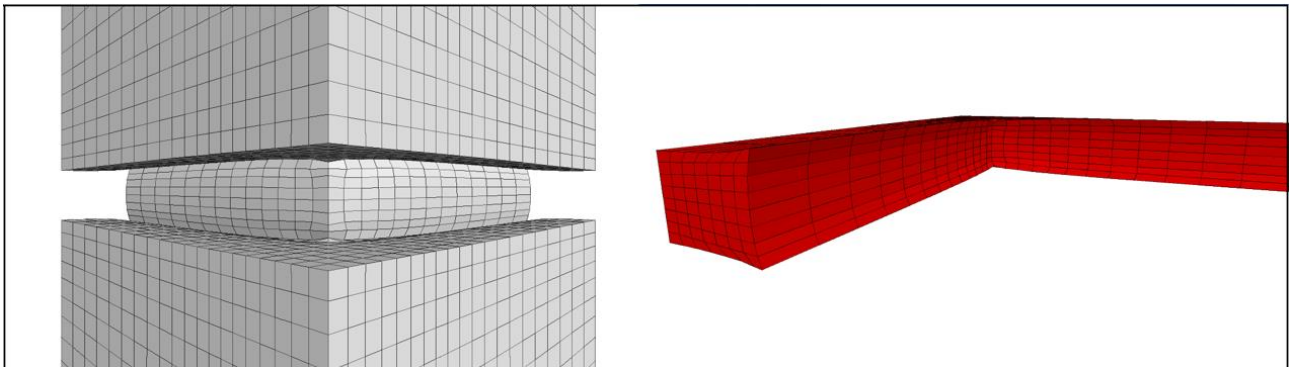


Figure 4-11 : Modèle 3D de croisement entre deux galeries du stockage. Géométrie des galeries et des déchets au moment de leur mise en place dans le modèle.

4.1.5. Résultats des modèles locaux

Au cours du calcul en fluage, la variation de volume des galeries est constamment enregistrée. Ceci permet de tracer l'évolution du volume des vides internes, qu'ils soient « libres » où qu'ils correspondent à la porosité des matériaux à l'intérieur des tunnels. Pour ce calcul la porosité initiale du coulis de remplissage est de 69% (valeur indiquée en Tableau 2-8) et celle des déchets est de 79% (valeur correspondant à l'indice de vides $e_{50\text{kPa}}$, calculé dans l'équation (14)) au moment de leur mise en place dans le modèle.

Les évolutions du rapport entre le volume des vides et le volume initial des galeries sont données de la Figure 4-13 à la Figure 4-18 pour les 3 modèles locaux. Il s'agit de courbes corrigées, qui prennent en compte la présence du coulis de remplissage dans les tunnels à partir de T=18 ans et des déchets à partir de T=0 ans (temps réel), même si, comme décrit au paragraphe 4.1.4, ces deux matériaux ne sont mis en place dans les modèles que plus tard de manière à éviter la présence d'un vide initial dans le tunnel en dessus de ceux-ci. De fait, nous considérons que pendant la période entre la mise en place réelle de ces matériaux et la mise en place effective dans le modèle, tout le changement des vides internes dans les tunnels survient dans la partie vide des galeries située au toit des déchets et du coulis. Une fois ce vide refermé (et donc une fois les matériaux mis en place dans les modèles), le changement des vides internes n'est plus dû qu'au changement de porosité des matériaux installés. La Figure 4-12 montre la différence entre les résultats « bruts » obtenus à partir de la simulation *FLAC3D* et l'évolution corrigée ainsi calculée pour le modèle de remplissage des galeries des blocs de stockage avec le coulis.

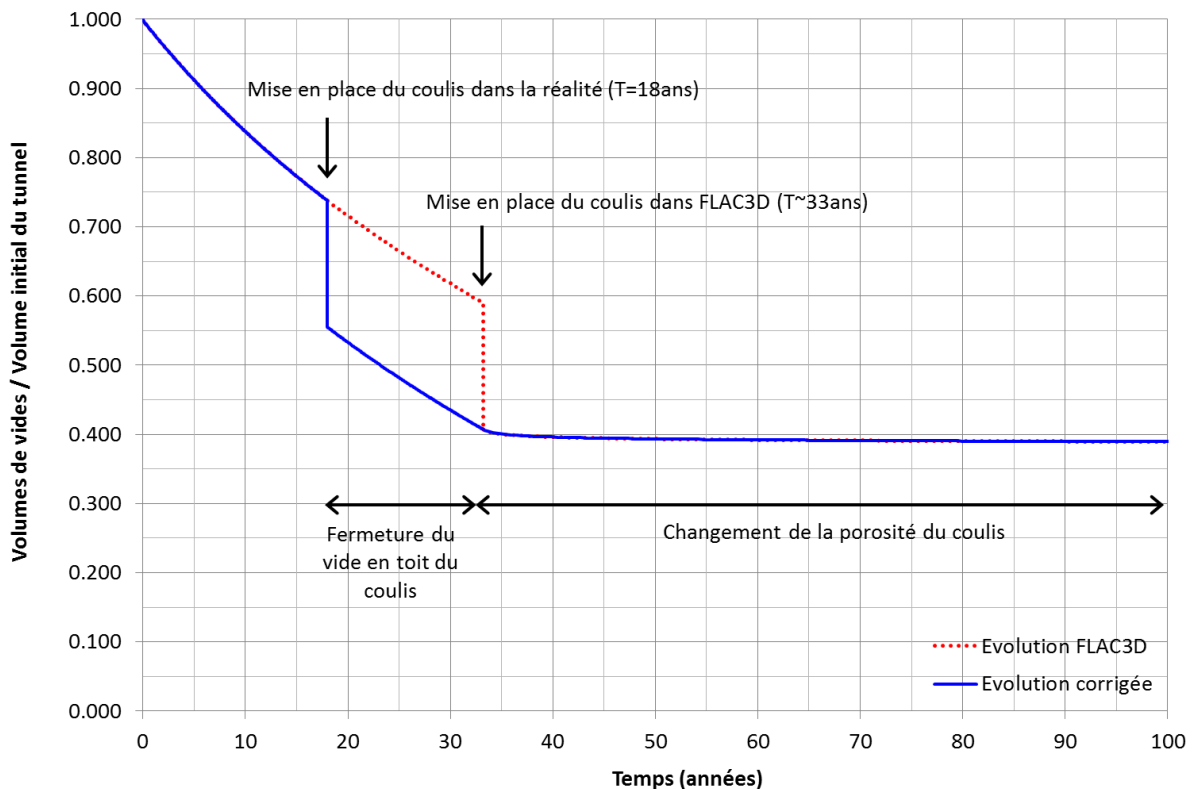


Figure 4-12 : Comparaison entre l'évolution des vides obtenue dans *FLAC3D* et l'évolution corrigée (modèle de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis).

Les résultats obtenus pour les tunnels remplis par le coulis montrent de faibles variations des vides avec le temps, dès un temps de fluage de 100 ans. Dans le cas des déchets, compte tenu de leur déformabilité plus importante par rapport au coulis, les variations des vides restent importantes jusqu'à un temps de fluage d'environ 1000 ans. Quel que soit le modèle, les vides diminuent très fortement au début de la simulation de fluage à cause (1) de la fermeture initiale de la partie des galeries restant vide et (2) de la mise en compression initiale des matériaux mis en place dans le tunnel (notamment les déchets). Cette compression progressive engendrée par le fluage du sel réduit petit à petit le déviateur de contrainte dans le sel et donc la vitesse de fluage. En conséquence, la vitesse de variation du volume de vides dans les tunnels ralentit, et devient très faible à partir de 1000 ans de fluage.

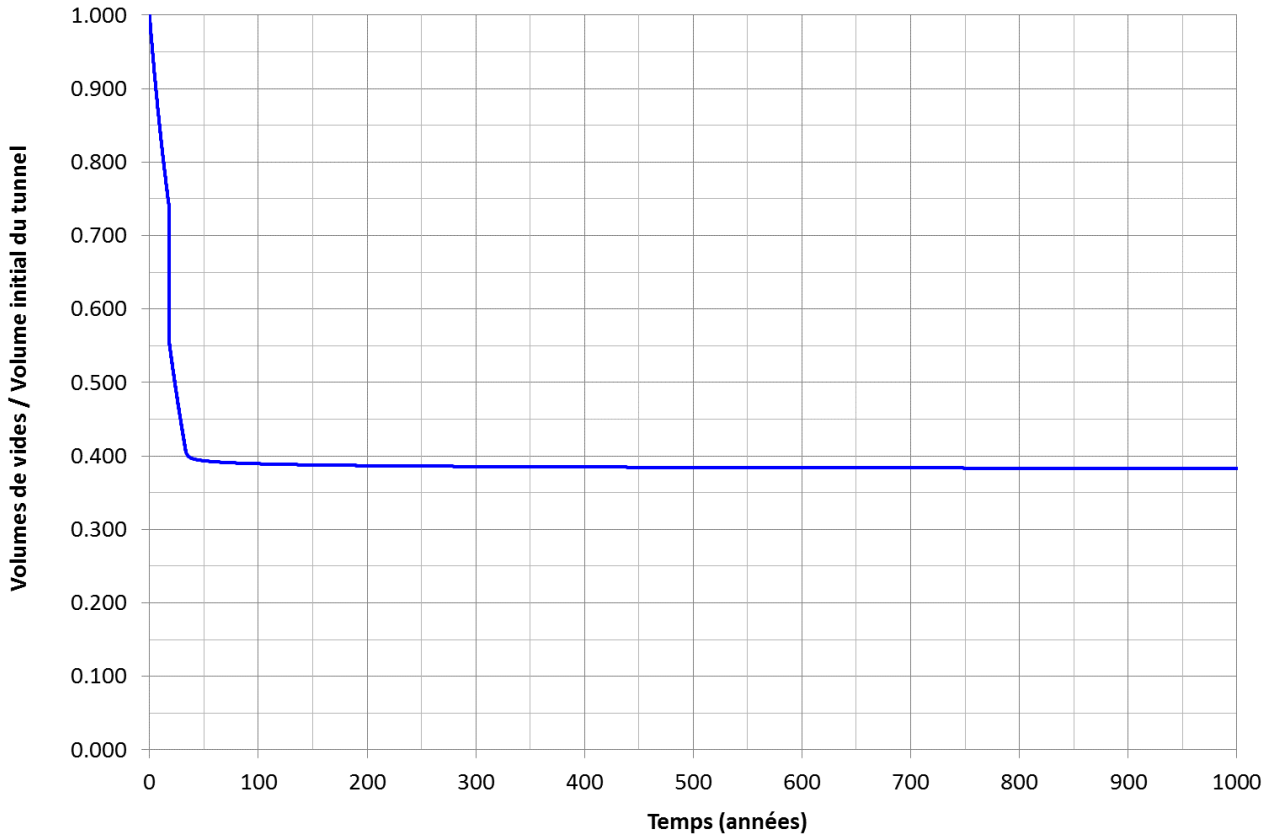


Figure 4-13 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis.
Evolution du volume des vides sur 1000 ans.

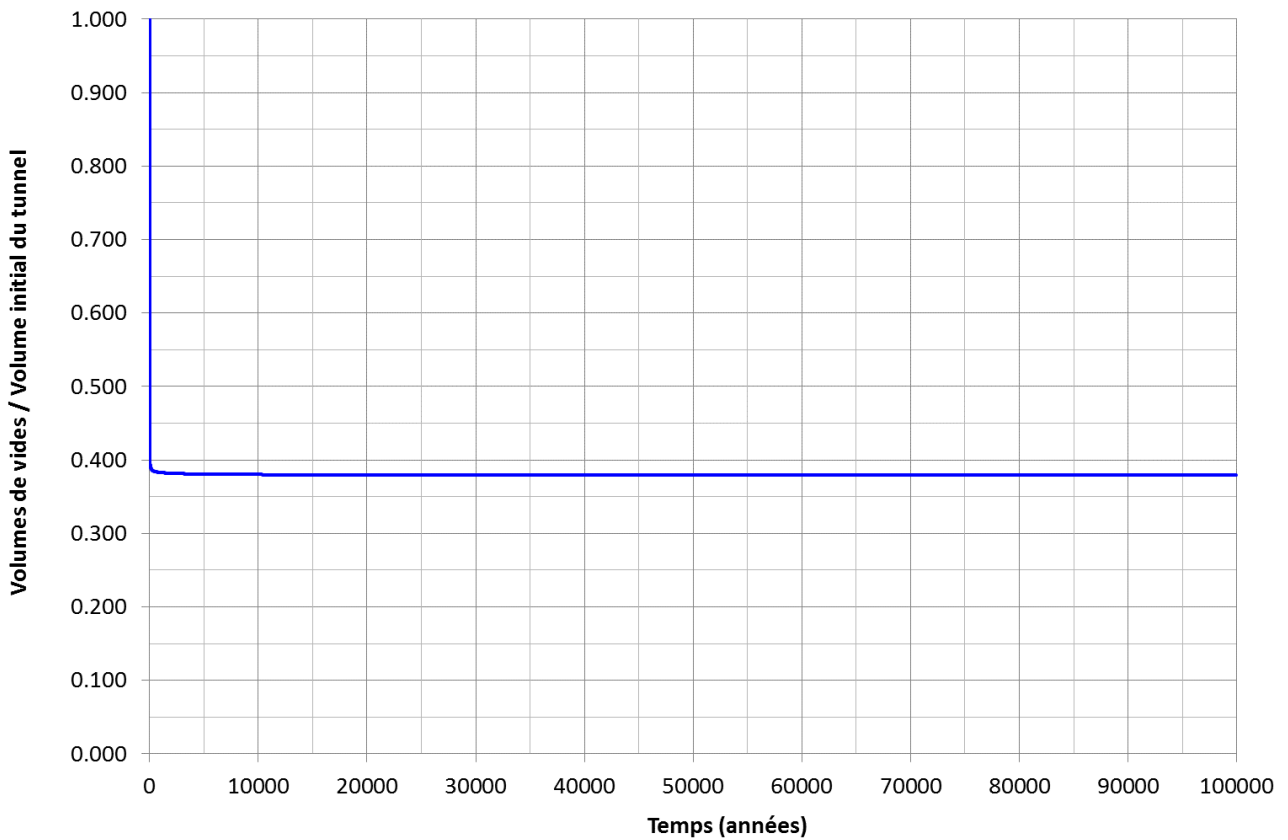


Figure 4-14 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis.
Evolution du volume des vides sur 100 000 ans.

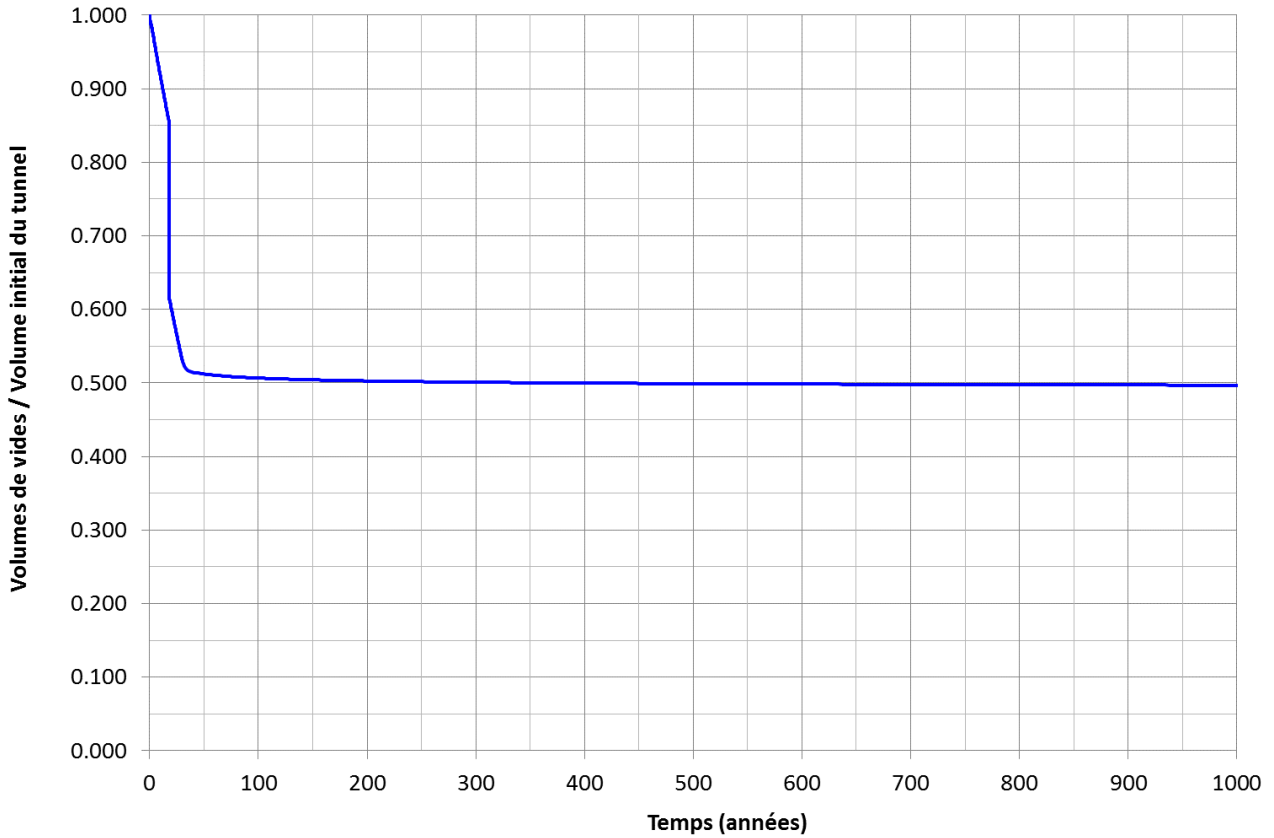


Figure 4-15 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage remplies par le coulis. Evolution du volume des vides sur 1000 ans.

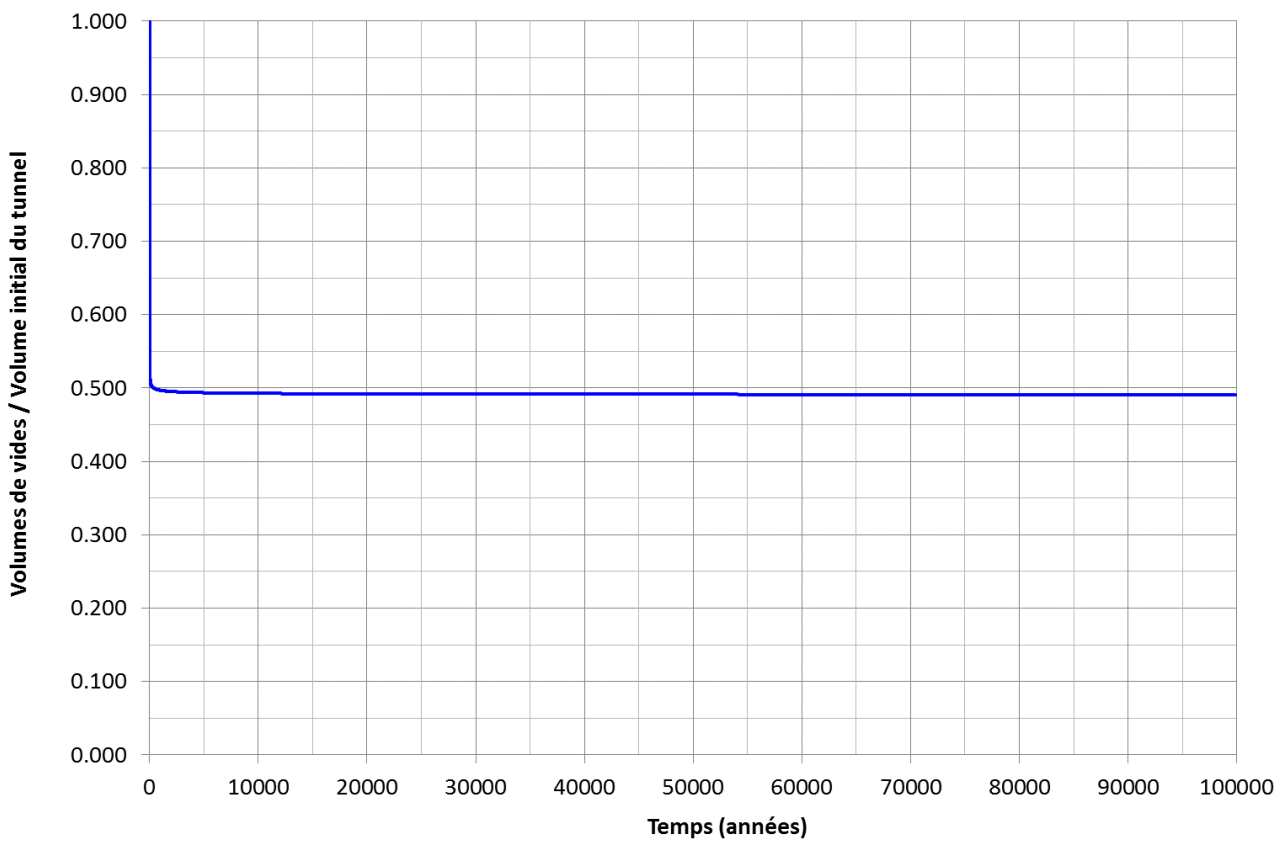


Figure 4-16 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage remplies par le coulis. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans.

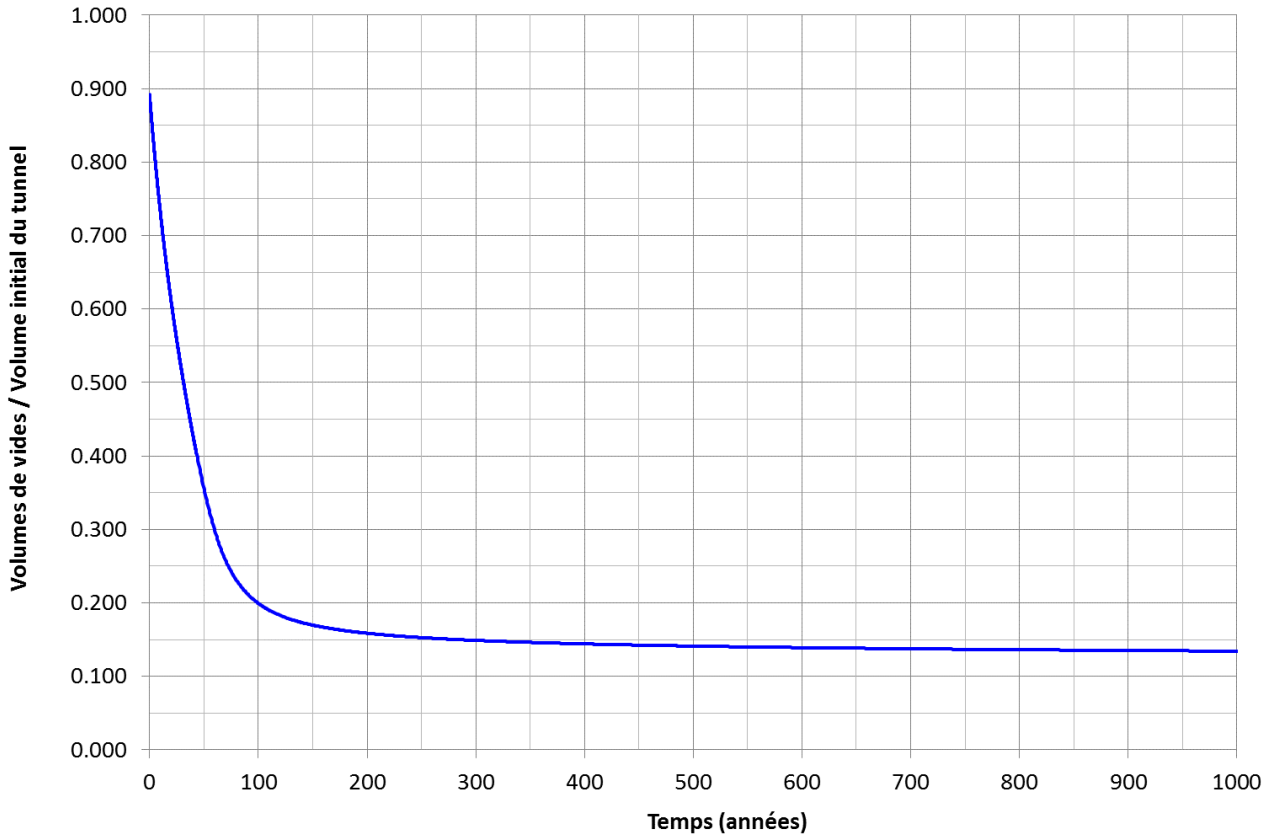


Figure 4-17 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par les déchets.
Evolution du volume des vides sur 1000 ans.

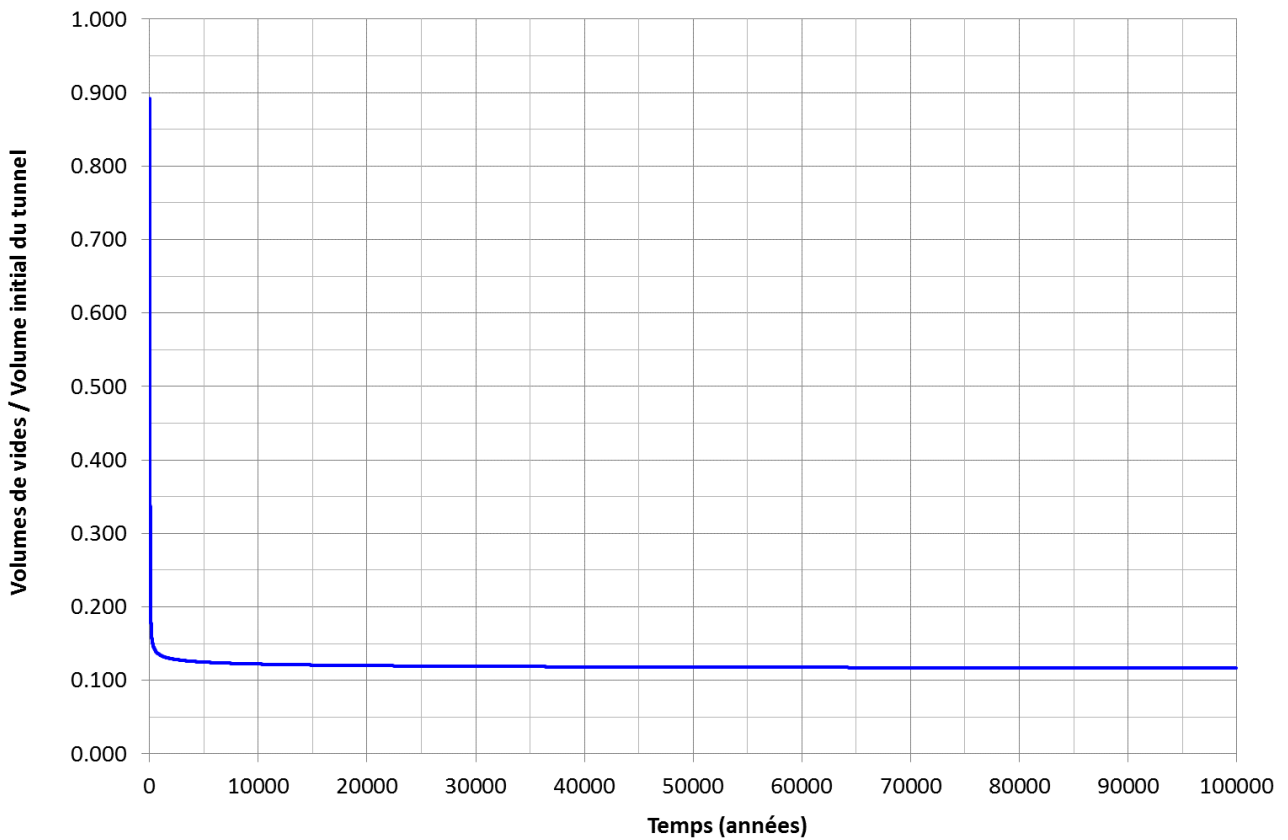


Figure 4-18 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par les déchets.
Evolution du volume des vides sur 100 000 ans.

4.2. Fermeture globale du stockage

Le stockage est isolé par différents barrages mis en place au niveau des galeries d'accès. Au cours du temps, la saumure remontant peu à peu dans les anciens travaux arrive au niveau du stockage et traverse progressivement les barrages. Le stockage commence alors à être envahi par un flux d'eau qui devient constant une fois que les barrages sont entièrement saturés et que la remontée des eaux atteint la nappe phréatique d'Alsace (voir paragraphe 3). L'eau entrant en contact avec les déchets se charge alors en éléments polluants.

Une fois que le stockage est complètement envahi, toute réduction du volume des vides internes du stockage va entraîner l'expulsion hors du stockage de saumure contaminée. Initialement, la convergence entraîne une augmentation de la pression de saumure. Quand la pression interne devient supérieure à la pression exercée sur les faces externes des barrages, l'expulsion d'eau est amorcée, avec un débit dépendant du différentiel de pression. Ainsi, il apparaît que le flux sortant potentiel de saumure contaminée est fonction :

- De la date à laquelle le stockage est entièrement noyé par la saumure ;
- De l'évolution du volume de vides résiduels dans le stockage après cette date.

Un autre phénomène entre en compte. A partir du moment où les débits s'inversent vers l'extérieur du stockage, la saumure contaminée doit d'abord remplacer le fluide contenu dans les barrages avant de venir en contact avec les flux circulant dans les anciens travaux. Cela introduit un décalage supplémentaire de la date de sortie de la saumure, qui dépend principalement de la porosité des barrages (et donc du volume de saumure « saine » à remplacer avec la saumure « polluée »).

Le but de ce paragraphe est d'estimer le taux de fermeture du système de stockage. Ce taux dépend des géométries aussi bien que des conditions de remplissage des galeries qui composent le stockage (galeries contenant des déchets ou remplies de coulis). Les résultats des simulations des modèles locaux présentés dans le paragraphe précédent sont donc ici utilisés pour calculer le taux de fermeture du réseau de stockage comme étant la combinaison des fermetures des différentes galeries le composant. Les données d'entrée pour ce calcul sont les volumes initiaux des différentes parties du stockage fournis par StocaMine :

- Galeries de service :

$$V = L \cdot S = 4,865 \cdot (3.8 \cdot 2.8) = 51,764m^3$$

- Blocs de stockage vides :

$$V = L \cdot S = 4,750 \cdot (5.5 \cdot 2.8) = 73,150m^3$$

- Blocs stockés avec les déchets :

$$V = L \cdot S = 7,665 \cdot (5.5 \cdot 2.8) = 118,041m^3$$

- Bloc 15 :

$$V = L \cdot S = 1,100 \cdot (5.5 \cdot 2.8) = 16,940m^3$$

Concernant le Bloc 15 du stockage (bloc endommagé par un incendie), 1780 tonnes de déchets sont encore présentes à ce jour, réparties selon les quantités et les volumes listés en Tableau 4-2.

Déchets du Bloc 15	Tonnage (t)	ρ (t/m ³)	V (m ³)
REFIOM	1 000	0,41	2 439
Amiantés	480	0,4	1 200
Autres (Hg / As)	300	1,0	300
Volume total			3 939

Tableau 4-2 : Déchets stockés dans le bloc 15.

Afin de simplifier le calcul de la variation de vides du stockage, nous considérons que le Bloc 15 est composé d'une partie remplie par les déchets sur une hauteur initiale d'environ 1,9 m (comme pour les autres blocs de stockage) et d'une partie complètement vide. Les volumes initiaux de ces deux parties du bloc sont donc calculés de la façon suivante :

$$V_{B15,stockés} = \frac{V_{B15,déchets}}{h_{déchets}/h_{tunnel}} \frac{3,939m^3}{1,9/2.8} \cong 5,860m^3 \quad (16)$$

$$V_{B15,vide} = V_{B15} - V_{B15,stockés} = 16,940 - 5,860 = 11,080m^3 \quad (17)$$

Enfin, concernant les blocks du stockage remplis par les déchets, StocaMine indique qu'à l'heure actuelle un déstockage des déchets contenant Hg et As est en cours. La partie du stockage déstockée sera ensuite remplie par le coulis. Ceci pouvant avoir une conséquence non-négligeable sur l'évolution des vides du stockage avec le temps, la nouvelle configuration du stockage après déstockage doit être prise en compte pour l'évaluation de la date d'envoyage du stockage. Dans nos calculs nous considérons deux hypothèses de déstockage :

- Scénario 56% : déstockage de 56% des déchets mercuriels et arséniés, correspondant à 4 741 tonnes de déchets (4 741 m³, la densité de ces déchets étant de 1 t/ m³) ;
- Scénario 93% : déstockage de 93% des déchets mercuriels et arséniés, correspondant à 8 543 tonnes de déchets (8 543 m³).

Si on considère que ces déchets sont tous stockés initialement dans les mêmes blocs de stockage, les volumes (initiaux) des tunnels déstockés peuvent ainsi être calculés de la façon suivante :

$$V_{déstocké,56\%} = \frac{V_{déchets,56\%}}{h_{déchets}/h_{tunnel}} \frac{4,741m^3}{1,9/2.8} \cong 7\ 054m^3 \quad (18)$$

$$V_{déstocké,93\%} = \frac{V_{déchets,93\%}}{h_{déchets}/h_{tunnel}} \frac{8,534m^3}{1,9/2.8} \cong 12\ 697m^3 \quad (19)$$

Compte tenu des hypothèses de calcul prises en compte pour le Bloc 15 et les blocs déstockés, les volumes initiaux des différentes parties du stockage sont recalculés en Tableau 4-3 en termes de galeries de service, blocs de stockage vides comblés par du coulis, et blocs stockés avec les déchets.

Partie du stockage (m³)	Galeries de service	Blocs de stockage vides	Blocs stockés avec les déchets
Valeurs initiales	51 764	73 150	118 041
Bloc 15	-	+11 080	+5 860
Déstockage 56%	-	+7 054	-7 054
Valeurs recalculées, 56%	51 764	91 284	116 847
Déstockage 93%	-	+12 697	-12 697
Valeurs recalculées, 93%	51 764	96 927	111 204

Tableau 4-3 : Ré-calcul des volumes initiaux en fonction des hypothèses de déstockage.

Pour chacune des trois parties de stockage décrites en Tableau 4-3, l'évolution du volume de vides à partir du volume initial défini ci-dessus est calculée en utilisant l'évolution des vides calculée à l'aide du modèle local correspondant. La Tableau 4-4 regroupe pour chaque partie du stockage le modèle local qui lui correspond.

Partie du stockage (m³)	Galeries de service	Blocs de stockage vides	Blocs stockés avec les déchets
Modèle local	Section 2D perpendiculaire aux voies doubles	Croisement des 2 galeries de stockage remplies par le coulis	Croisement des 2 galeries de stockage remplies par les déchets
Evolution normalisée des vides (en fonction du volume initial)	Figure 4-16	Figure 4-14	Figure 4-18

Tableau 4-4 : Modèle local et courbe d'évolution des vides correspondant au trois parties du stockage.

Finalement, l'évolution du volume total de vides dans le stockage est obtenue par sommation des trois évolutions de volumes de vides ainsi calculées sur les trois parties du stockage.

4.2.1. Résultats pour les deux scénarios de déstockage

Les évolutions du volume de vides global du stockage et du annuel taux de fermeture des vides ($\Delta V/\text{an}$) sont présentées en Figure 4-19 et en Figure 4-21 pour les deux scénarios de déstockage pris en compte. Globalement ces résultats montrent des évolutions très similaires, quelle que soit l'hypothèse de déstockage considérée. On note toutefois que le scénario 93% amène à une variation des vides légèrement moins importante, le coulis étant moins compressible que les déchets.

Le volume des vides à 1 000 ans est de l'ordre d'environ 76 400 m³ avec un taux de fermeture de 1,26 m³/an pour l'option de déstockage 56% (respectivement 77 800 m³ et 1,22 m³/an pour l'option de déstockage 93%).

A très long terme (100 000 ans), le taux de fermeture du stockage est largement réduit, avec des valeurs inférieures à 3 10⁻³ m³/an. Plus précisément, le volume des vides est d'environ 73 700 m³ avec un taux de fermeture de 2,54 10⁻³ m³/an pour l'option de déstockage 56% (respectivement 75 100 m³ et 2,46 10⁻³ m³/an pour l'option de déstockage 93%).

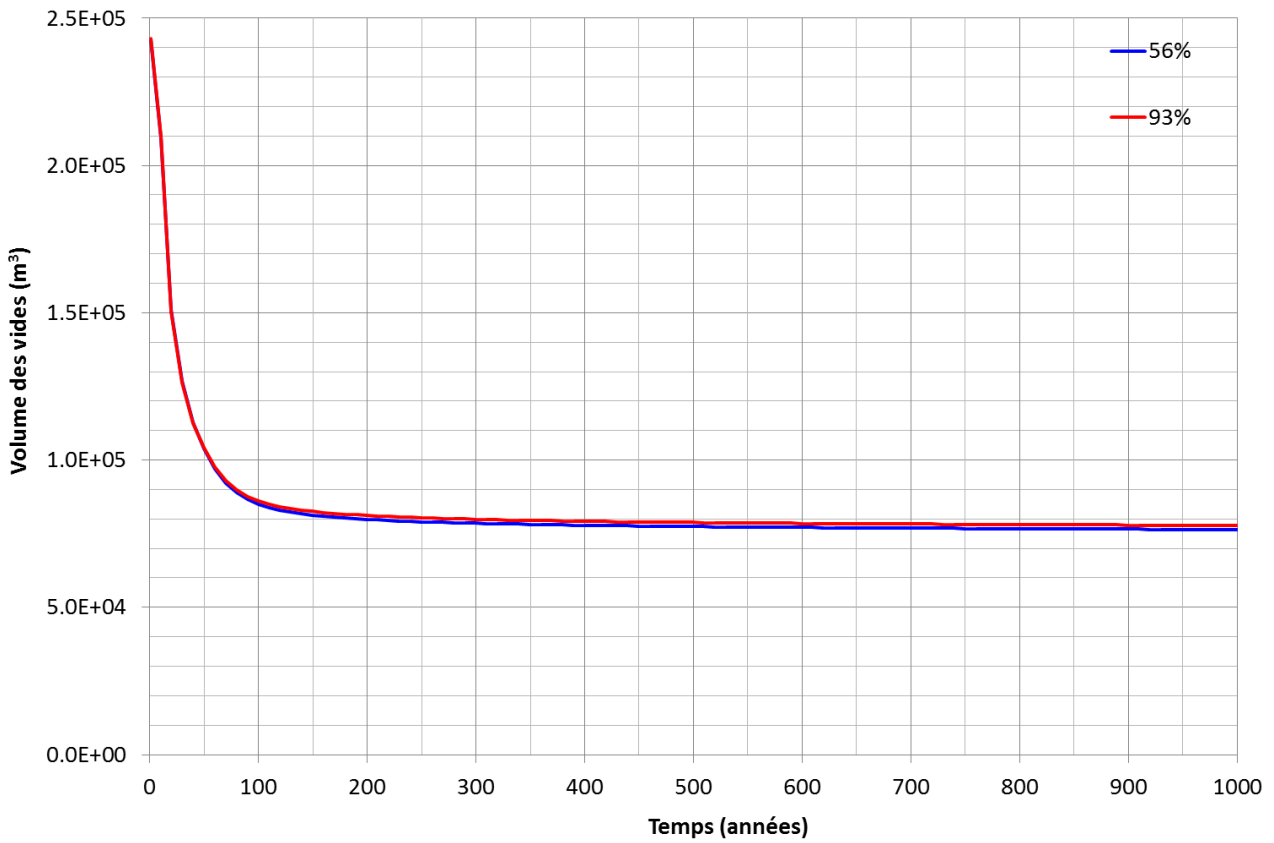


Figure 4-19 : Evolution du volume de vides dans le stockage en fonction de l'hypothèse de déstockage, sur les 1000 premières années.

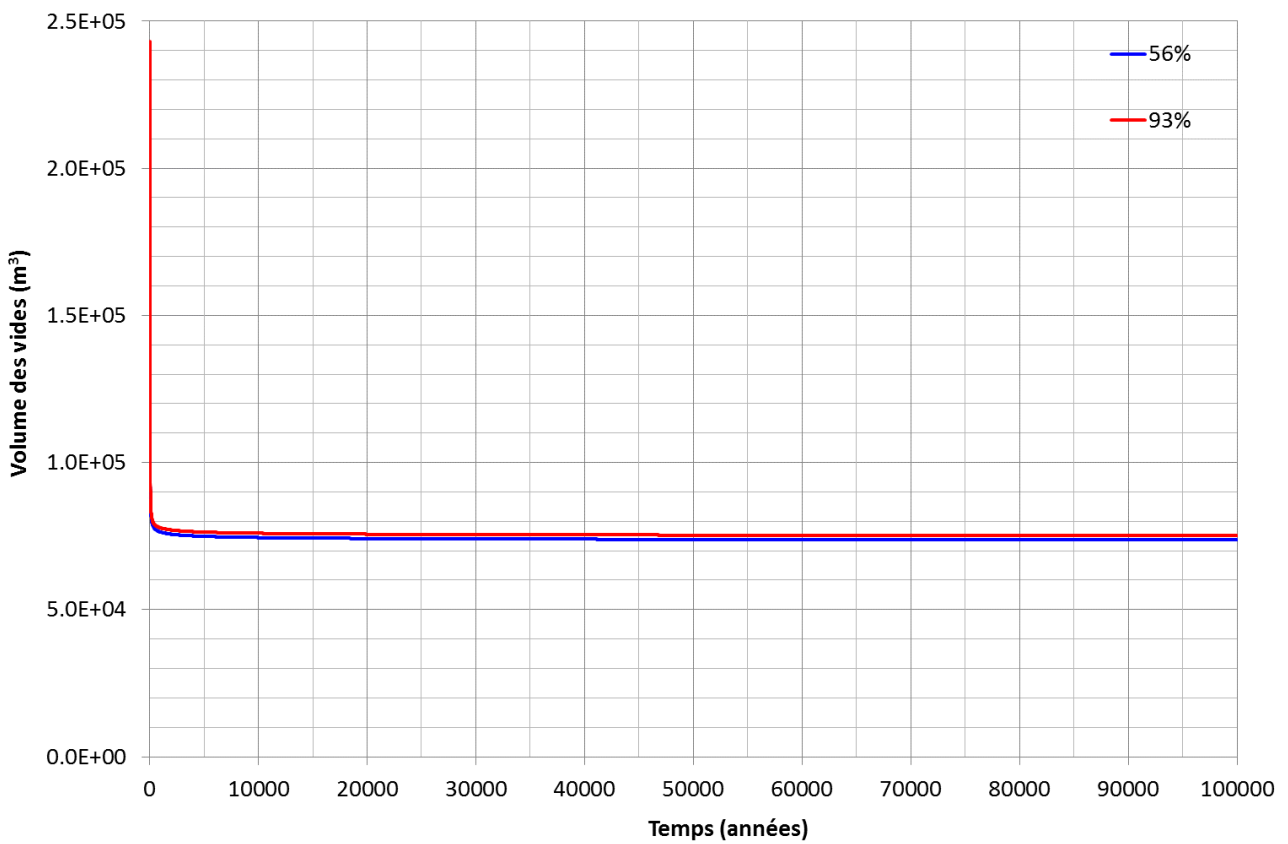


Figure 4-20 : Evolution du volume de vides dans le stockage en fonction de l'hypothèse de déstockage, sur 100 000 ans.

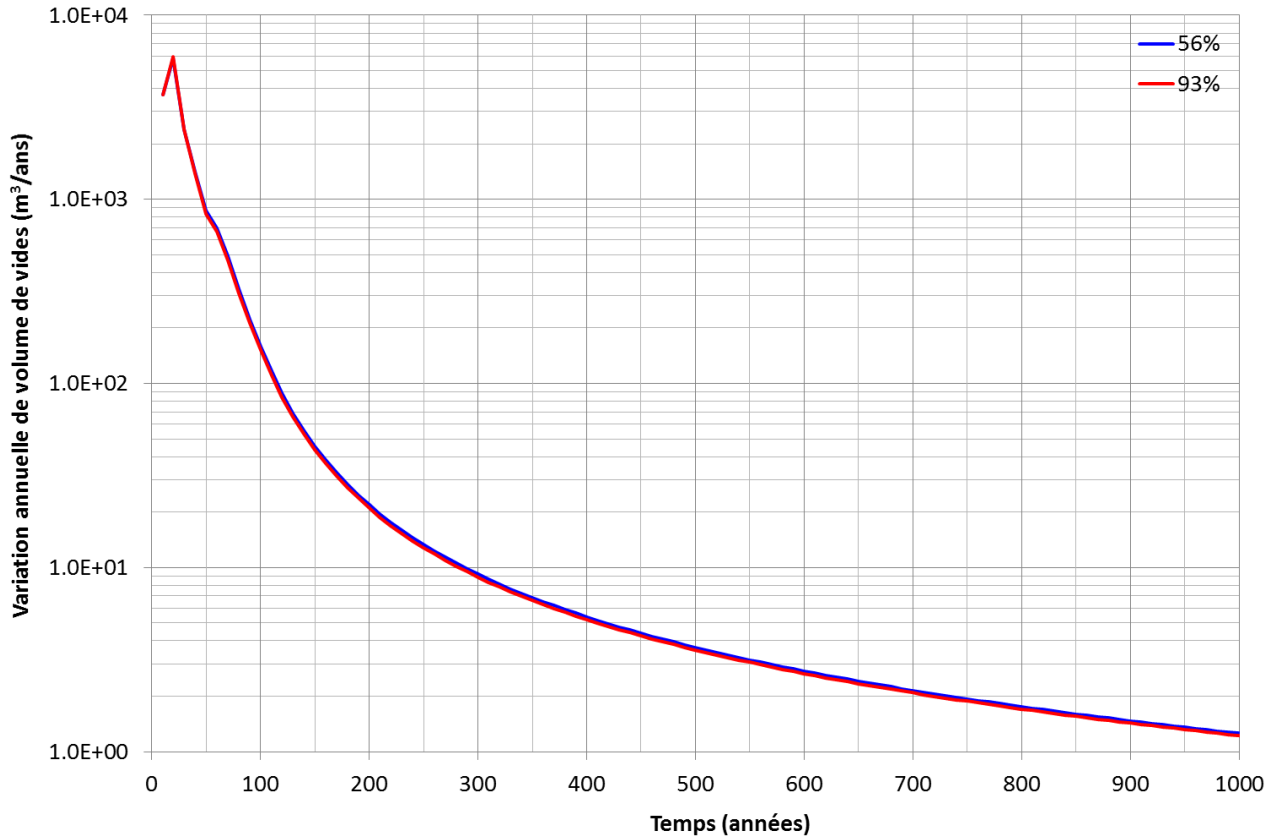


Figure 4-21 : Taux de fermeture des vides (m³/an) en fonction de l'hypothèse de déstockage, sur les 1000 premières années.

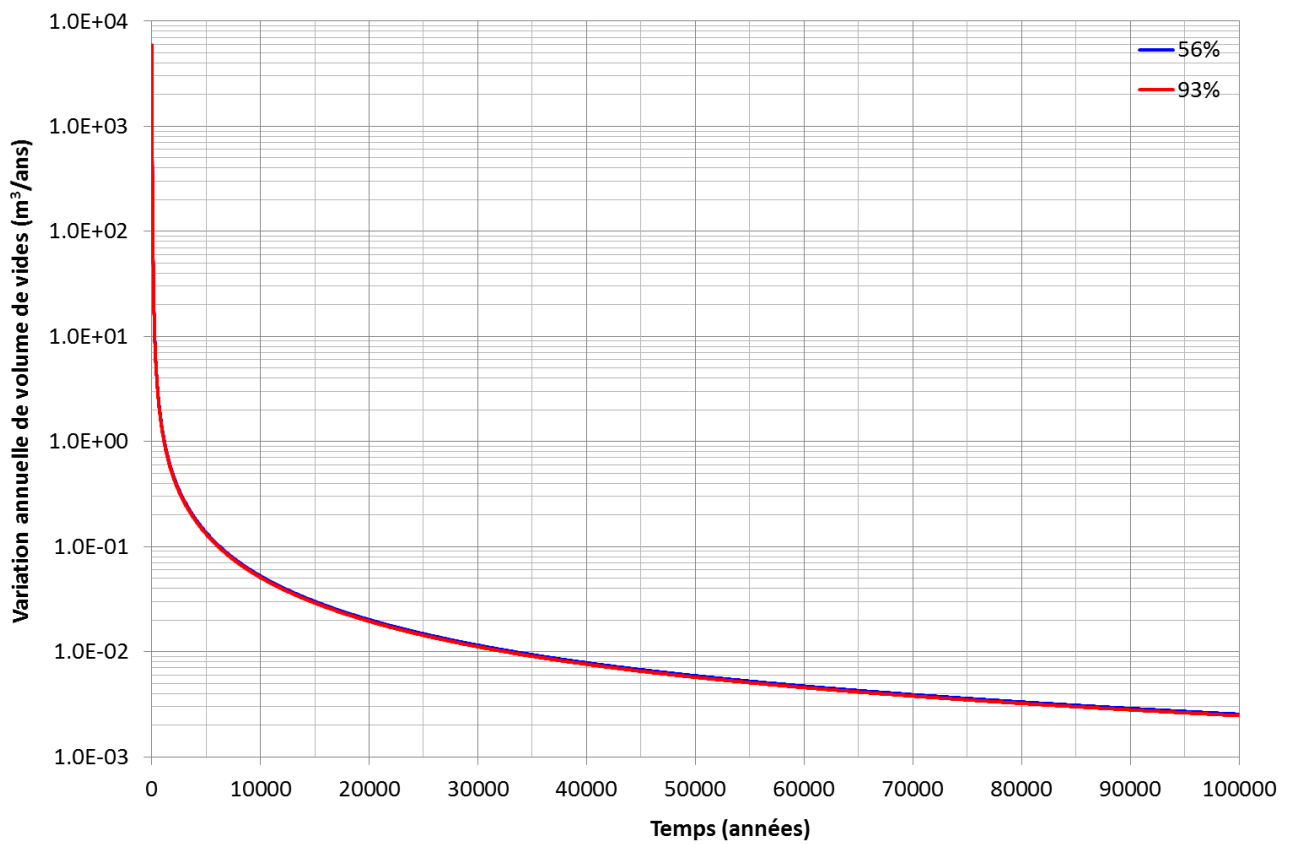


Figure 4-22 : Taux de fermeture des vides (m³/an) en fonction de l'hypothèse de déstockage, sur 100 000 ans.

4.2.2. Estimation de la date d'ennoyage du stockage

Les résultats ainsi obtenus permettent de déterminer le temps pour lequel le stockage sera complètement envahi par la saumure. Ce temps dépend du volume de vides encore existants dans le stockage (calculé dans les paragraphes précédents pour les deux scénarios de déstockage), du moment où la saumure sera remontée jusqu'au niveau des barrages, et de son débit entrant à travers les barrages, ceux-ci étant fonction de la typologie de barrages (en bentonite ou en béton Sorel). Ces données sont disponibles pour les 2 cas de remontée de la saumure décrits en Paragraphe 3 et sont résumées dans le Tableau 4-5.

Cas de remontée de la saumure	1		3	
Débits d'arrivée de saumure (m ³ /an)	58 000		105 000	
Arrivée de la saumure au stockage (années)	421		240	
Arrivée de la saumure au niveau de la nappe (années)	505		304	
Barrage	Bentonite	Béton Sorel	Bentonite	Béton Sorel
Débit permanent (m³/an)	13,55	1,41	13,55	1,41

Tableau 4-5 : Temps et débits d'ennoyage du stockage pour les 2 cas de remontée de la saumure.

En comparant l'évolution du volume d'eau qui entre dans le stockage avec l'évolution du volume de vides, on peut déduire le temps nécessaire pour l'ennoyage complet du stockage, donné par la date à laquelle les deux courbes d'évolution « volume d'eau entré » et « volume des vides » se croisent. Les résultats sont montrés de la Figure 4-23 à la Figure 4-25 pour les deux scénarios de déstockage. Le Tableau 4-6 fournit les différents temps d'ennoyage ainsi calculés.

Ennoyage du stockage (ans)	Déstockage 56%		Déstockage 93%	
	1	3	1	3
Cas de remontée de la saumure	1	3	1	3
Barrages en bentonite	6 000	5 740	6 110	5 850
Barrages en béton Sorel	52 720	52 460	53 760	53 500

Tableau 4-6 : Temps d'ennoyage du stockage pour les 2 cas de remontée de la saumure et les deux options de déstockage.

Une première estimation des flux potentiels sortant du stockage peut être faite à partir du taux de fermeture du stockage aux dates du Tableau 4-6. En effet, le stockage étant complètement noyé, chaque réduction ultérieure de son volume de vide entraîne l'expulsion d'un volume équivalent de saumure polluée, dans l'hypothèse de l'incompressibilité du fluide et d'une perte de charge négligeable à travers les barrages. Les débits ainsi calculés sont détaillés en Tableau 4-7.

Débit de saumure polluée (m ³ /an)	Déstockage 56%		Déstockage 93%	
	1	3	1	3
Cas de remontée de la saumure	1	3	1	3
Barrages en bentonite	0,106	0,113	0,100	0,107
Barrages en béton Sorel	0,006	0,006	0,005	0,005

Tableau 4-7 : Première estimation des débits de sortie de la saumure polluée.

Notons qu'il s'agit de valeurs fortement conservatives car l'expulsion de la saumure polluée à l'extérieur des barrages nécessite le remplacement du fluide contenu dans les pores des barrages par

la saumure polluée. Cela introduit un décalage supplémentaire de la date de sortie et donc une réduction du débit de saumure polluée, car le taux de fermeture du stockage continue à diminuer avec le temps. Par ailleurs, la présence de l'eau à l'intérieur des galeries (et donc du coulis et des déchets) modifie leur état de contraintes effectives, ce qui cause une variation de la vitesse de fermeture du stockage.

Une estimation plus précise du débit de sortie de la saumure nécessite de prendre en compte ces deux points et est abordée en paragraphe 5.

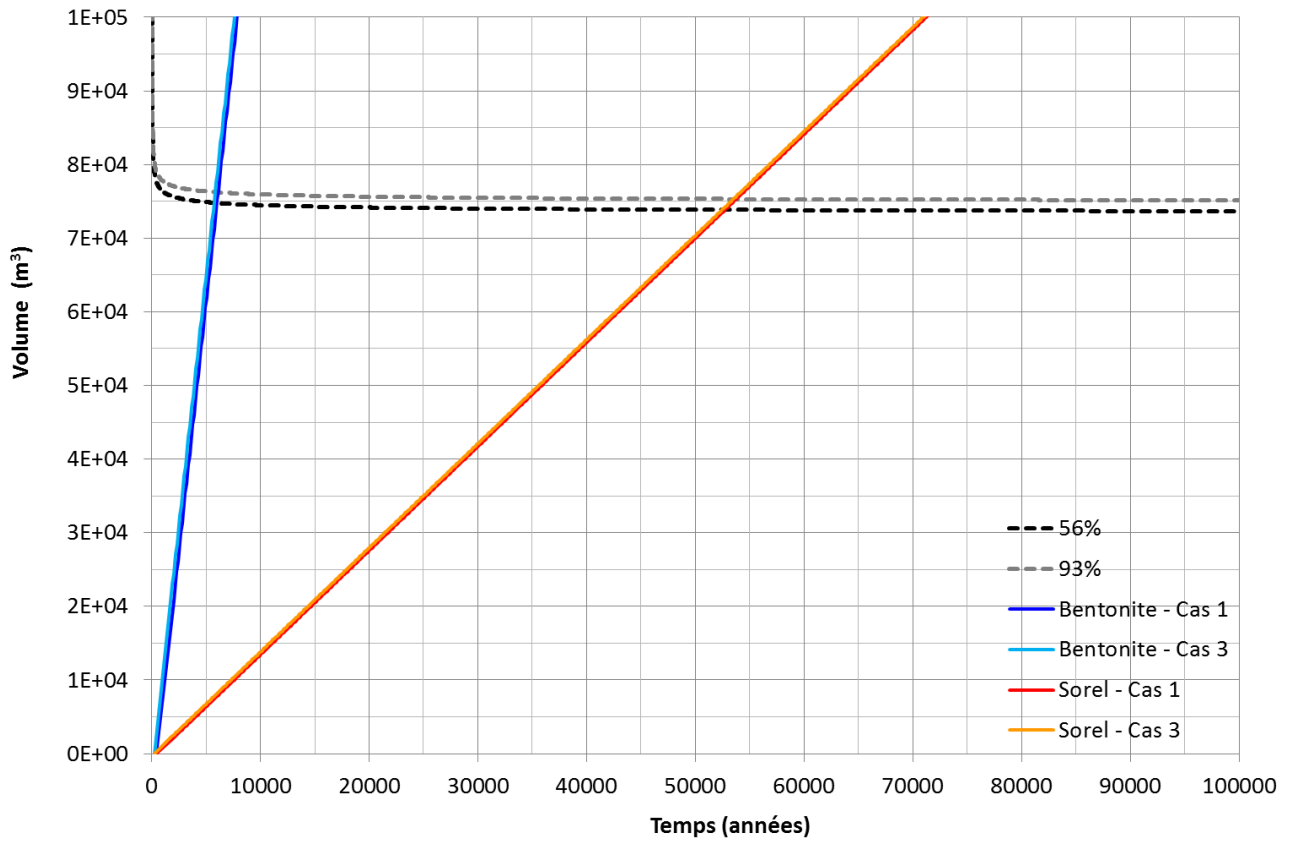


Figure 4-23 : Evolution du volume des vides et de la saumure à l'intérieur du stockage.

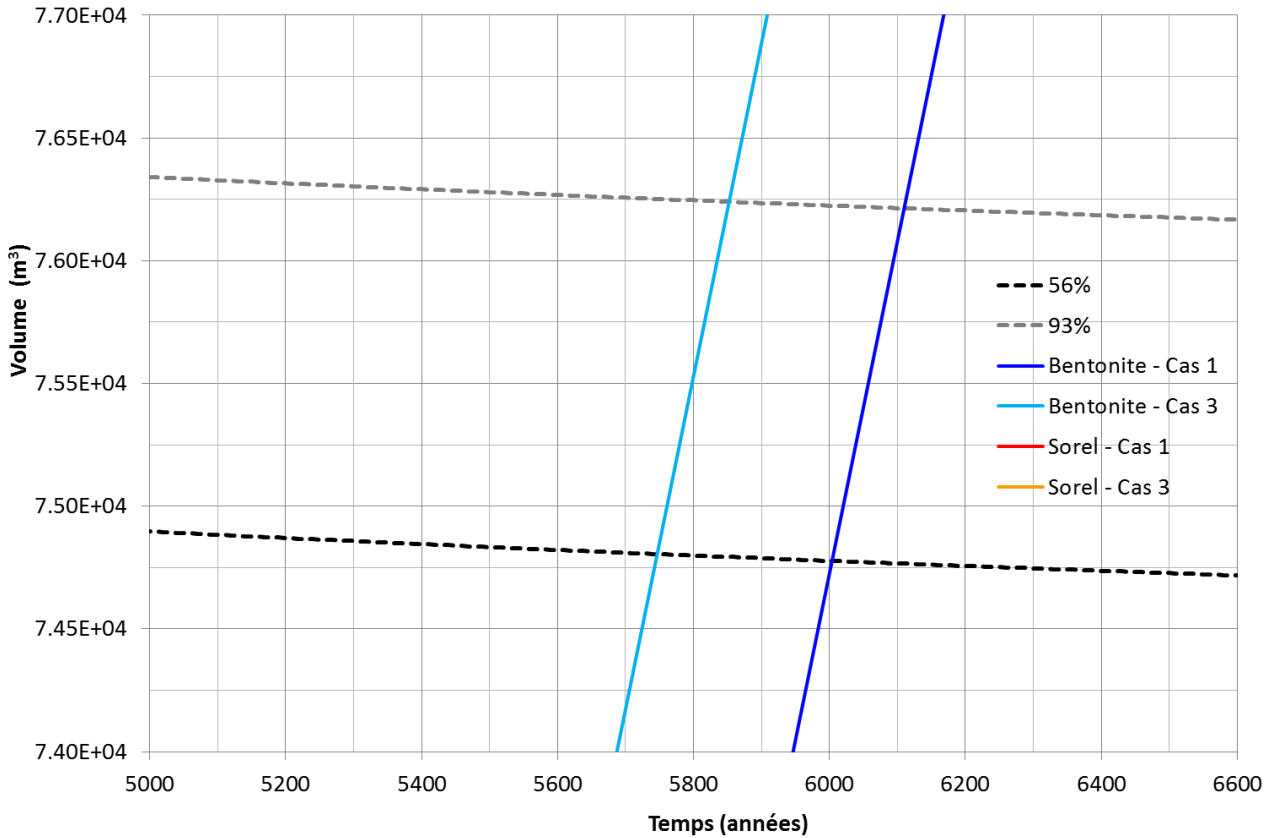


Figure 4-24 : Vue zoomée de l'intersection entre l'évolution du volume des vides et du volume de la saumure entrée dans le stockage pour le cas des barrages en bentonite.

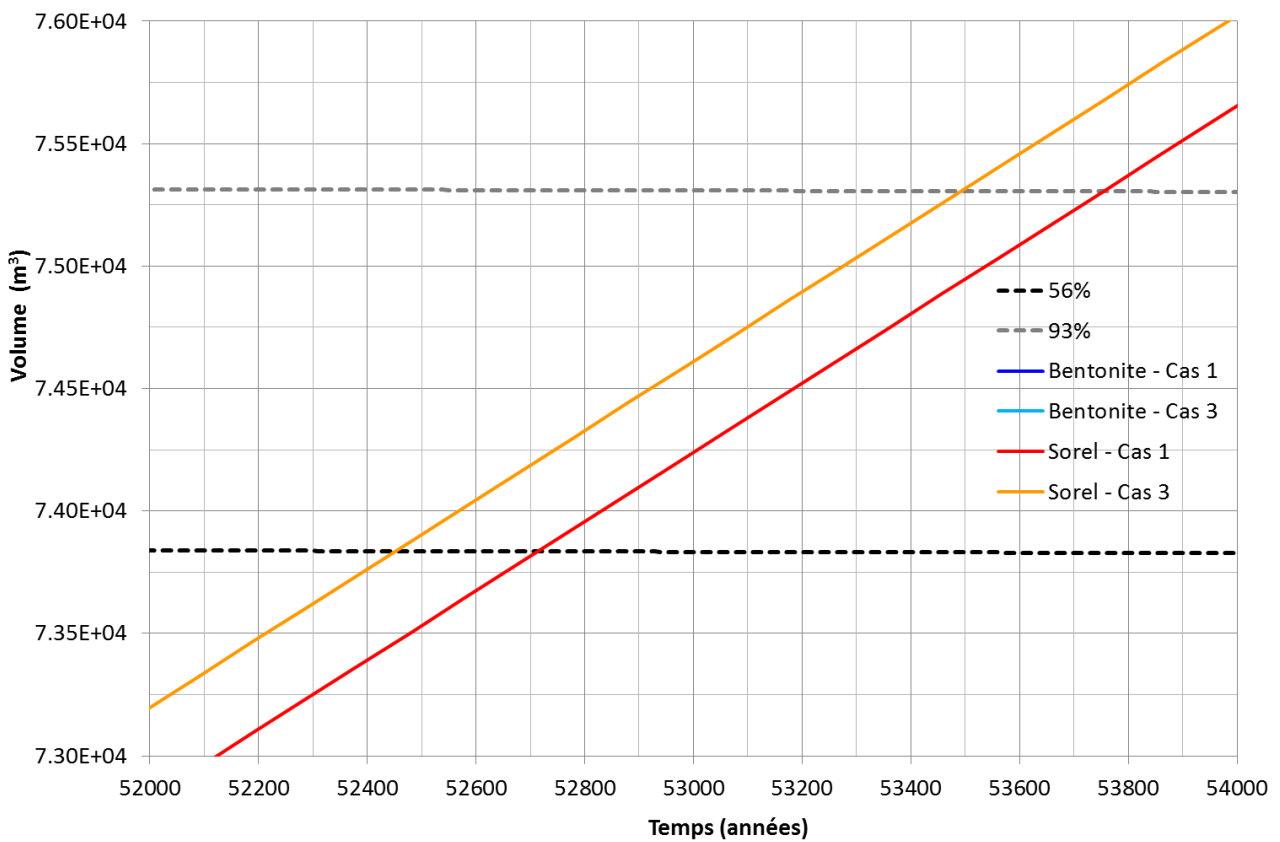


Figure 4-25 : Vue zoomée de l'intersection entre l'évolution du volume des vides et du volume de la saumure entrée dans le stockage pour le cas des barrages en béton Sorel.

5. EVOLUTION DU STOCKAGE APRES L'ENNOYAGE

Une fois le stockage entièrement envahi par la saumure, celle-ci va monter en pression sous deux effets combinés : d'une part, un flux entrant qui va peu à peu s'annuler (lorsqu'il y aura équilibre des pressions entre le stockage et le reste des travaux miniers), et d'autre part la réduction du volume des vides dans le stockage.

Les résultats présentés dans le paragraphe 4.2.2 permettent d'obtenir les dates auxquelles le stockage sera complètement noyé. Si on considère le cas des barrages en bentonite (cas le plus pessimiste du point de vue de la perméabilité des barrages) ces dates sont comprises entre 5740 et 6110 ans pour l'ensemble des configurations étudiées (vitesse de remontée de la saumure et hypothèse de déstockage). Dans le cas des barrages en béton Sorel, leur perméabilité étant 10 fois plus faible, les dates d'ennoyage sont comprises entre 52 460 et 53 760 ans.

De nouvelles simulations sont donc lancées sur les modèles locaux, en tenant compte d'une pression à l'intérieur des excavations équivalente à la pression de la saumure, à partir des temps de fluage indiqués ci-dessus. Afin de limiter le nombre de simulations à réaliser et compte tenu des intervalles de temps très resserrés obtenus pour les différentes configurations étudiées, nous ne considérons que la date la plus pessimiste pour les deux types de barrages, soit 5740 ans pour la bentonite et 52 460 ans pour le béton Sorel. Ces dates correspondent à un déstockage de 56% des déchets mercuriels et arséniés et au cas pessimiste de remontée de la saumure (105 000 m³/an).

5.1. Effet de la saumure sur la fermeture, modèles locaux

La pression de la saumure est simulée à partir de la date d'ennoyage du stockage par l'introduction d'une courbe d'évolution des pressions interstitielles dans les déchets et dans le coulis.

Les débits de sortie ont un ordre de grandeur si faible que la perte de charge qu'ils induisent dans les barrages est négligeable. La pression dans le stockage ne dépasse donc pas la pression hydrostatique de la saumure à l'extérieur de la saumure, calculée de la façon suivante :

$$P_{saumuremax} = (h_{eau} \cdot \rho_{eau} + h_{saumure} \cdot \rho_{saumure}) \cdot 9,81 = 5,89 \text{ MPa} \quad (20)$$

Où h_{eau} et $h_{saumure}$ sont respectivement la hauteur d'eau (300 m) et de saumure (250 m) et ρ_{eau} et $\rho_{saumure}$ les masses volumiques de l'eau (1 000 kg/m³) et de la saumure (1 200 kg/m³).

Les évolutions obtenues sont montrées en Figure 5-1. Ces courbes sont calculées en considérant une valeur de pression nulle au moment de l'ennoyage (T=5740 ans et T=52 460 ans respectivement pour les cas « bentonite » et « béton Sorel »), puis une variation de la pression dépendant du module volumique de la saumure (2 GPa) ainsi que de la variation de vides du stockage selon la relation suivante :

$$\Delta p_{saumure} = K_{saumure} \frac{\Delta V_{vides}}{V_{vide}} \quad (21)$$

La variation des vides prise en compte ici est déduite des calculs précédents pour la détermination de la date d'ennoyage (calculs sans la prise en compte de la saumure). En réalité, la variation à prendre en compte dans la formule devrait plutôt être celle des calculs avec présence de la saumure dans les tunnels de stockage. Ceci n'est toutefois pas possible, car la réalisation de ces calculs nécessite la définition de la courbe de variation de la pression de la saumure comme donnée d'entrée. Une simulation fine de la fermeture du stockage en présence de la saumure nécessiterait donc la réalisation d'une simulation hydromécanique couplée de l'ensemble du stockage, prenant

ainsi en compte l'effet de l'eau sur le comportement mécanique du coulis et des déchets et, en même temps, l'effet de la fermeture mécanique du stockage sur la pression d'eau.

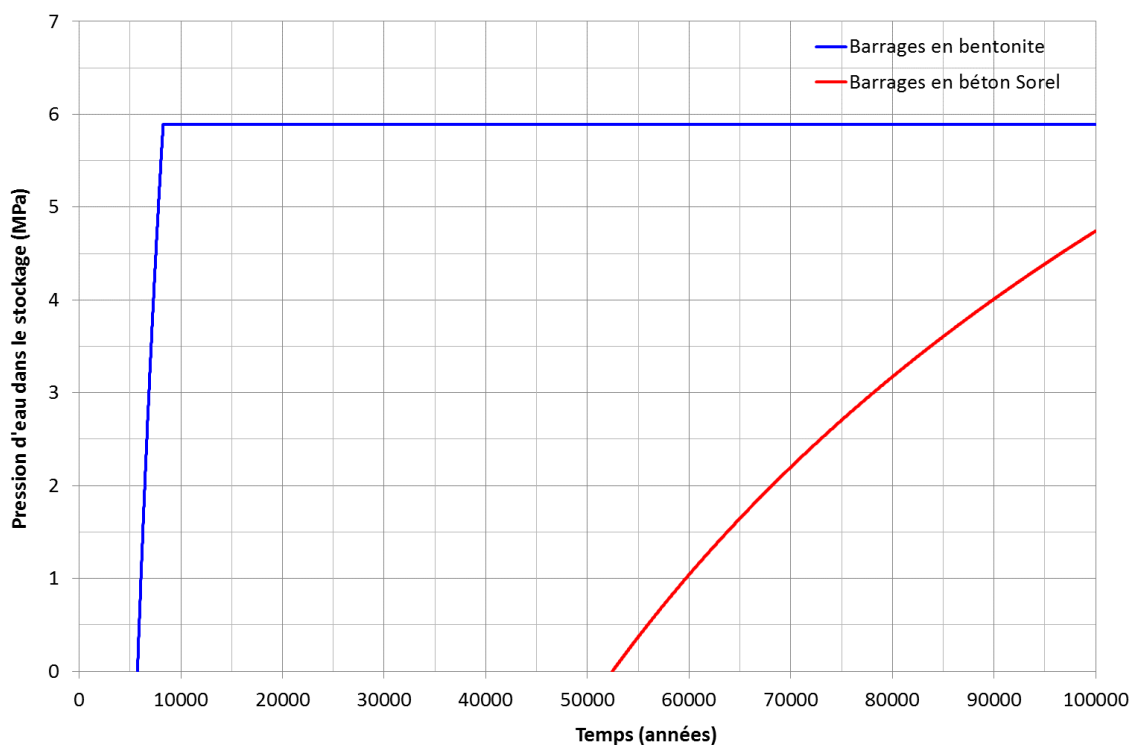


Figure 5-1 : Evolution de la pression d'eau dans le stockage en fonction de la typologie de barrage.

Les résultats des nouvelles simulations sur les modèles locaux sont montrés de la Figure 5-2 à la Figure 5-6 en termes de l'évolution normalisée du volume des vides par rapport au volume initial des tunnels du modèle. Les évolutions obtenues précédemment sans prendre en compte l'effet de la saumure sont aussi montrées sur les graphes.

La prise en compte de la pression de la saumure modifie les contraintes effectives à l'intérieur du tunnel. Le résultat est une accélération de la vitesse de fermeture du stockage dans les parties remplies par le coulis de remplissage (Figure 5-2 à Figure 5-5). Ce résultat est logique. En effet, si on considère le matériau à l'intérieur du tunnel avant l'envoyage, il n'est pas soumis à une compression isotrope. Il est chargé par le toit du tunnel ainsi que par les parois verticales de façon presque isotrope alors qu'il subit une contrainte nettement plus faible le long des axes des tunnels. Au moment auquel l'eau entre en jeu, les contraintes effectives sont réduites, alors que le déviateur des contraintes ne se modifie pas. Le résultat est un état de contraintes qui dépasse le critère de plasticité. Des déformations plastiques des zones du coulis sont donc entraînées, causant une accélération de la fermeture de ces galeries. Dans le cas d'une pression de la saumure appliquée à partir de 5 740 ans cela a lieu à environ 7 800 ans, soit pour une valeur de la pression d'environ 5 MPa (Figure 5-2 et Figure 5-4). Dans le cas d'une pression appliquée à partir de 52 460 ans, l'évolution des vides n'est quasiment pas affectée au cours de la simulation, la valeur de la pression à 100 000 ans n'étant que de 4,74 MPa et la plasticité dans le coulis n'étant atteinte que localement. Cela est bien mis en évidence en Figure 5-8 et en Figure 5-9 en comparant l'état de plasticité des zones du coulis sans et avec la pression de la saumure à 10 000 ans (pour le cas de la pression de la saumure à partir de 5 740 ans) et à 100 000 ans (pour le cas de la pression à partir de 52 460 ans).

Dans la partie du stockage remplie par les déchets on observe une diminution de la vitesse de fermeture du tunnel. Cela s'explique en considérant le modèle de comportement de Cam-Clay utilisé pour la modélisation des déchets. Comme le montre la Figure 2-2, ce modèle considère une compaction volumique fonction de la valeur de la pression moyenne effective, p' . Or, au moment auquel une pression d'eau différente de zéro commence à se développer dans les déchets, la pression moyenne p' est réduite, ce qui contrecarre son augmentation à cause du fluage du sel. En

conséquence, la réduction de volume des déchets (et donc des vides liés à leur porosité) est nettement ralentie par rapport aux simulations où la pression de la saumure n'est pas prise en considération.

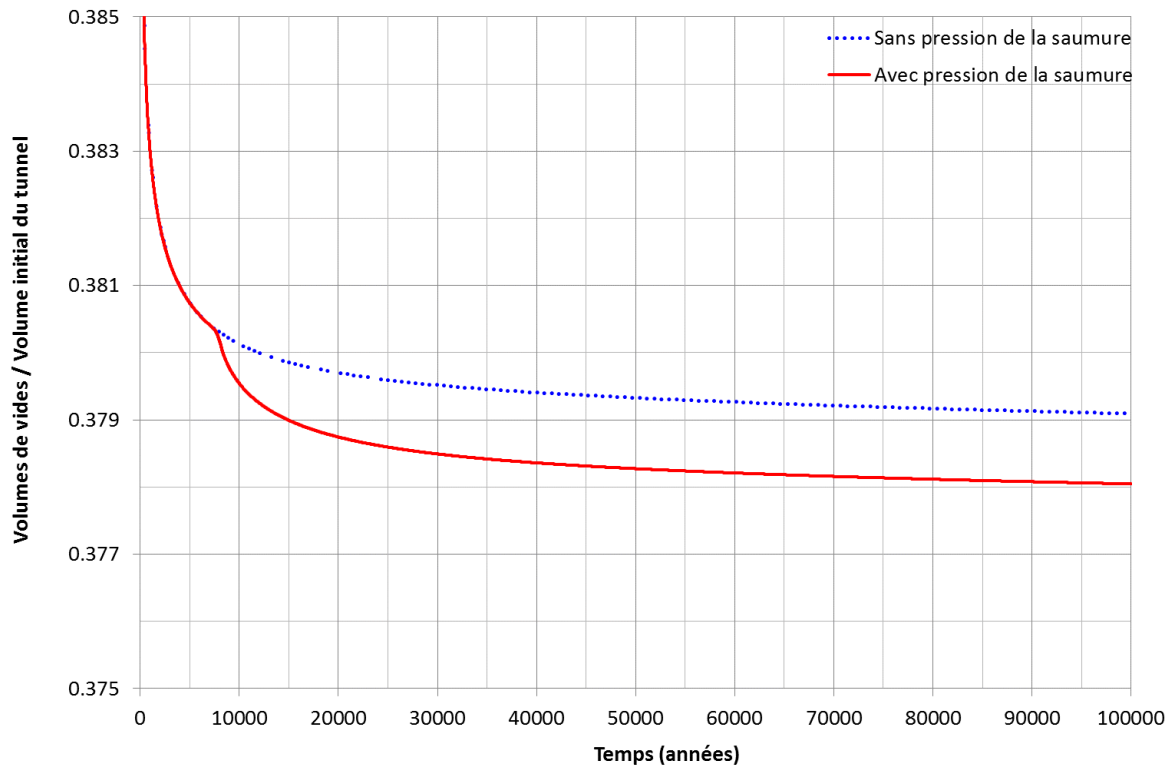


Figure 5-2 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 5740 ans.

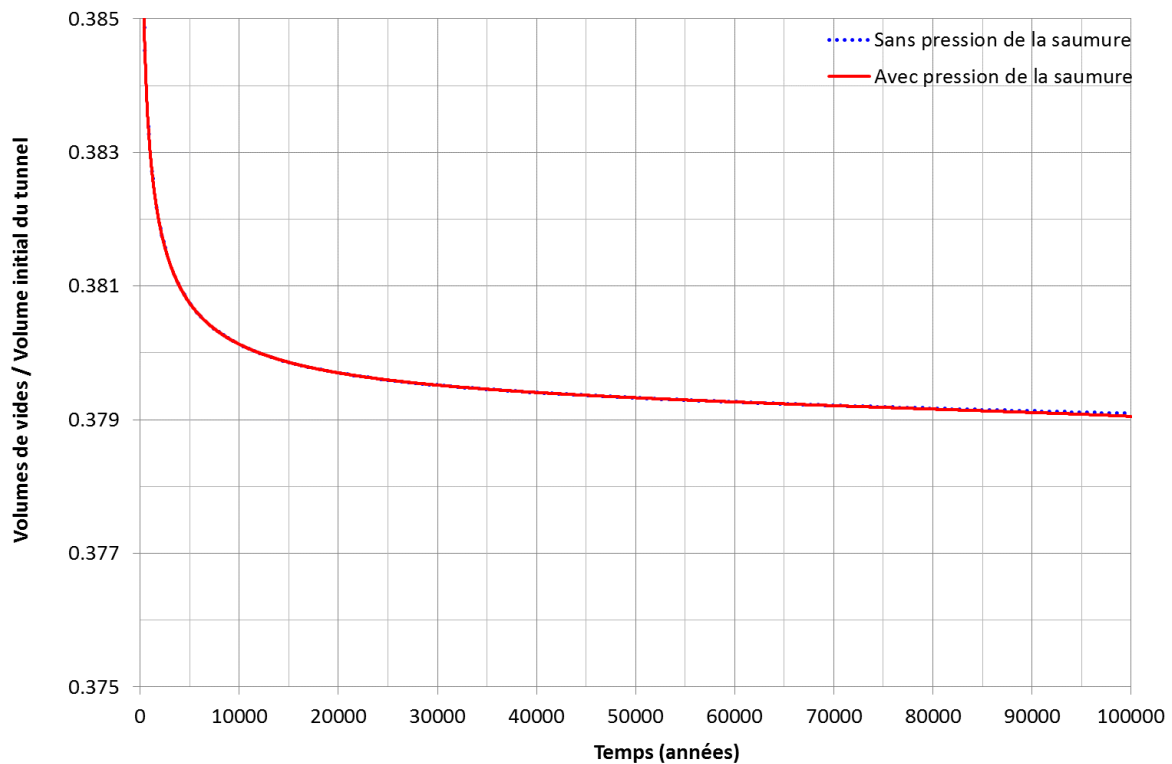


Figure 5-3 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 52 460 ans.

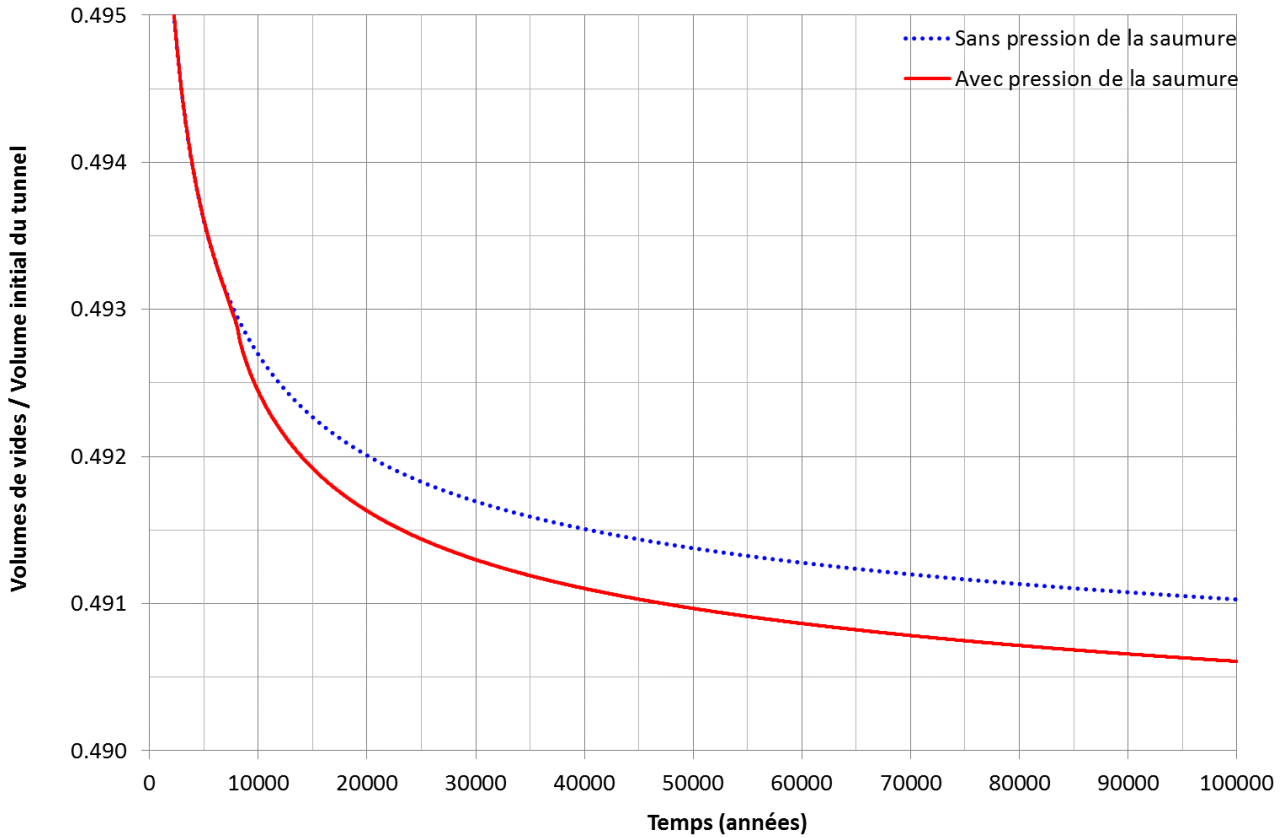


Figure 5-4 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage. Evolution du volume des vides sur 100000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 5 740 ans.

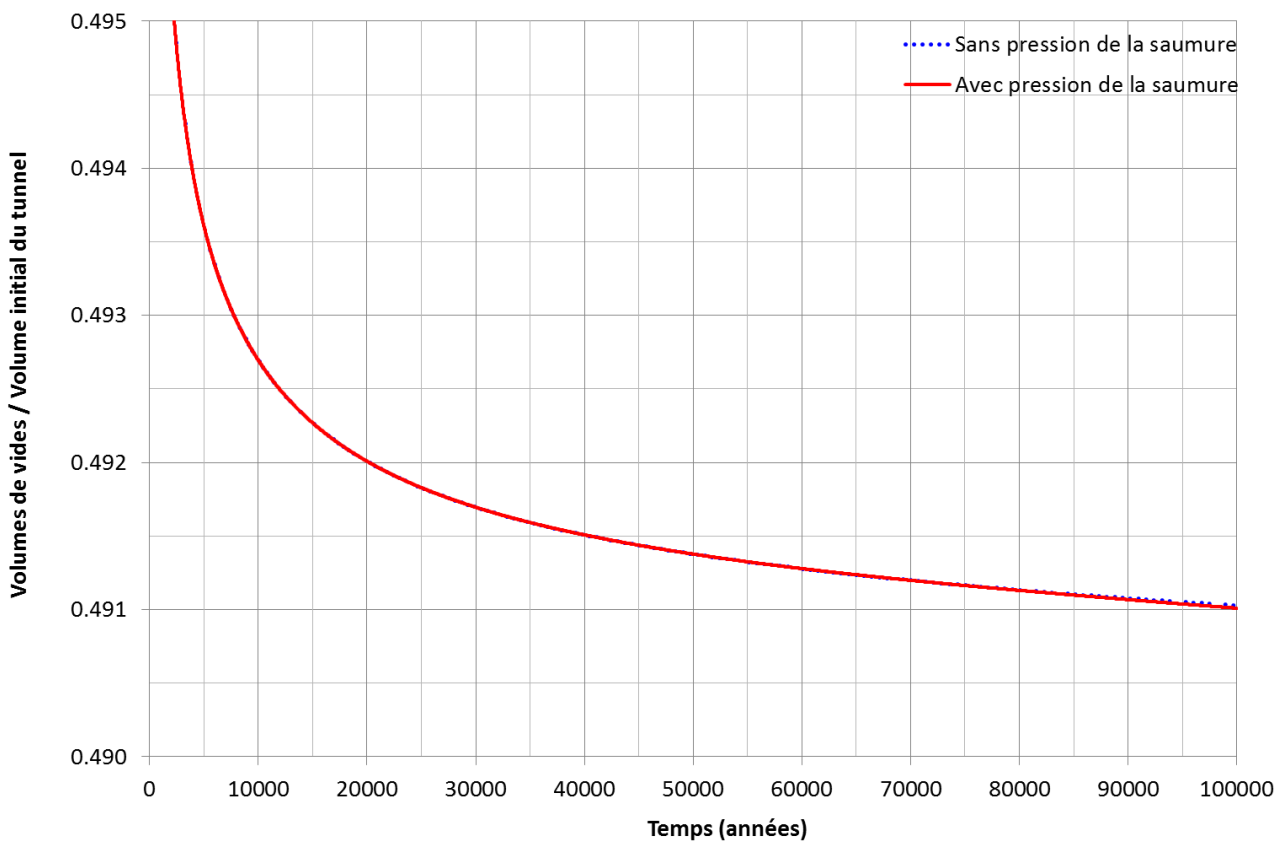


Figure 5-5 : Modèle 2D des voies doubles d'accès au stockage. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 52 460 ans.

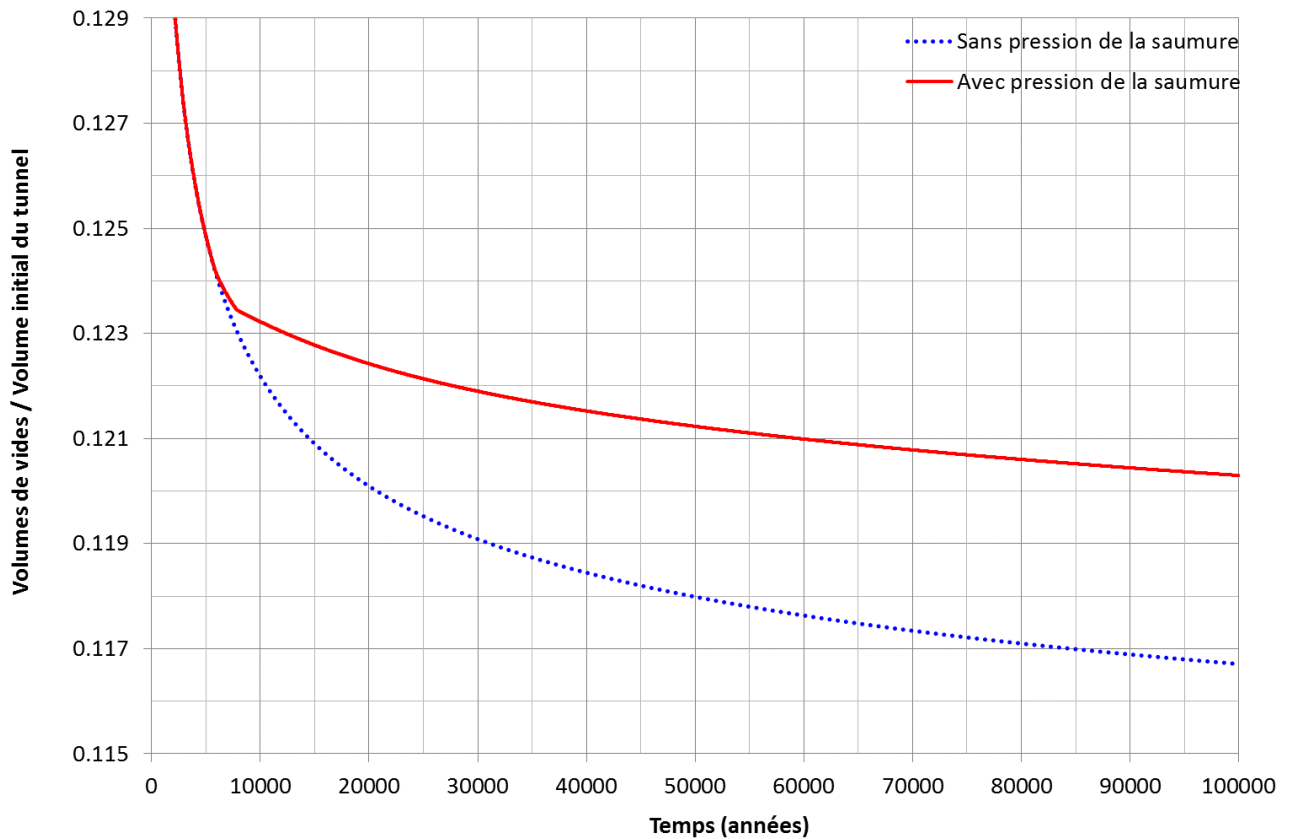


Figure 5-6 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par les déchets. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 5 740 ans.

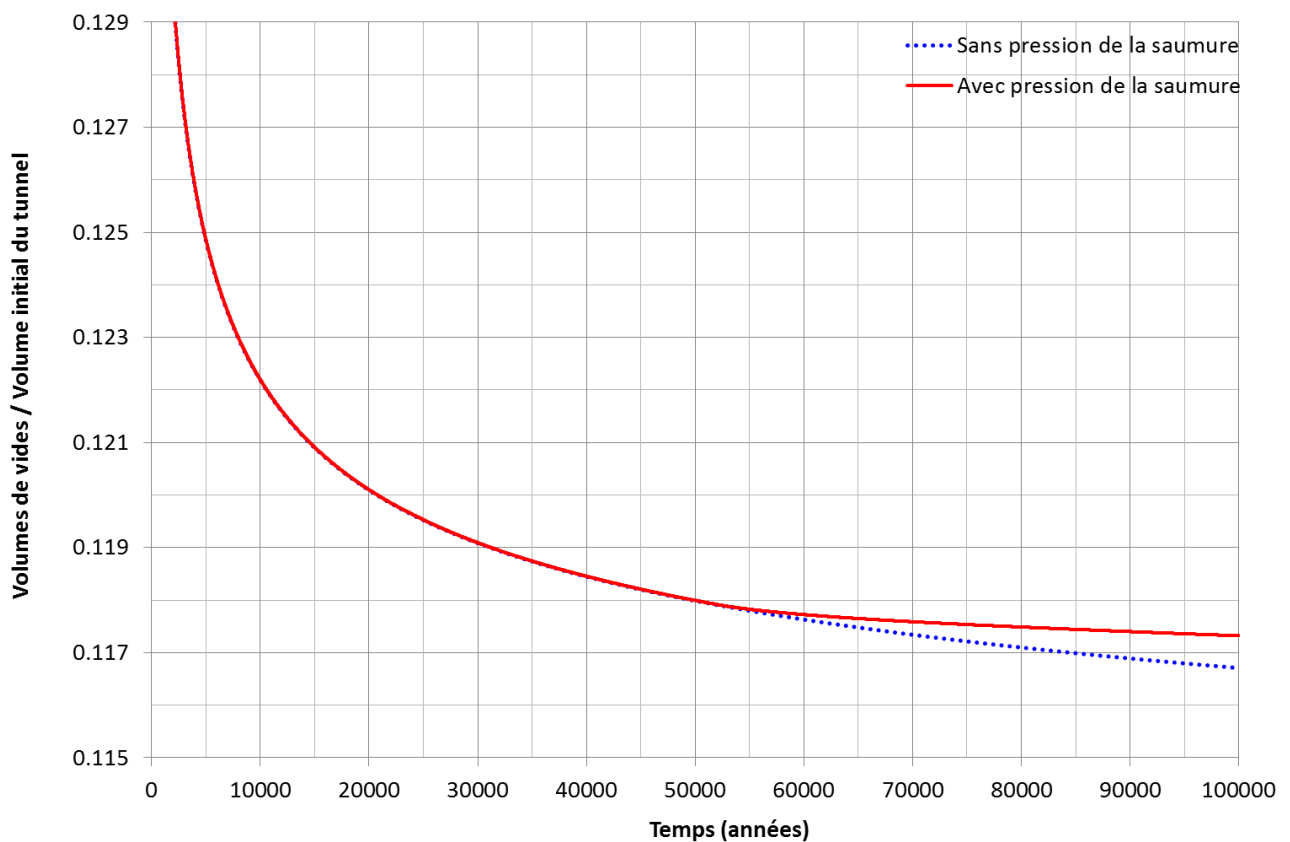


Figure 5-7 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par les déchets. Evolution du volume des vides sur 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 52 460 ans.

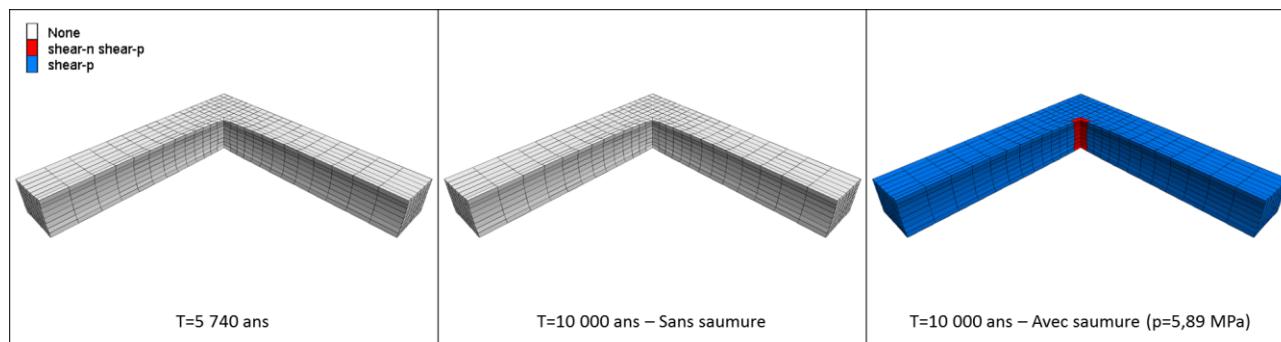


Figure 5-8 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Etat de plasticité à 10 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 5 740 ans.

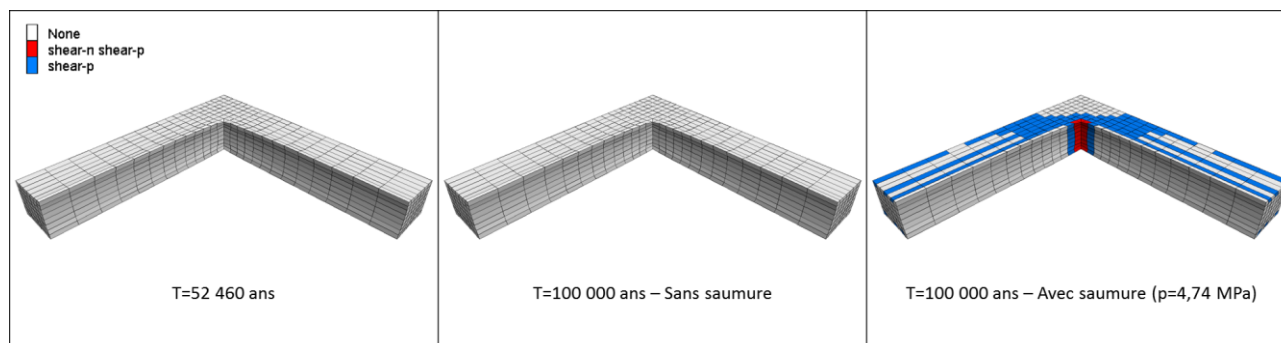


Figure 5-9 : Modèle 3D de croisement des galeries des blocs de stockage remplis par le coulis. Etat de plasticité à 100 000 ans, sans et avec la prise en compte de la pression de la saumure à partir de 52 460 ans.

5.2. Evaluation du flux potentiel de saumure contaminée à l’extérieur des barrages

Les résultats obtenus sur les modèles locaux avec l’effet de la pression de la saumure sont utilisés pour déterminer le taux annuel de fermeture du stockage. Ce calcul est fait en prenant en compte pour le cas des barrages en bentonite les résultats avec la pression de la saumure à partir de 5 740 ans (52 460 ans pour le cas des barrages en béton Sorel). L’évolution du volume total de vides dans le stockage est obtenue comme étant la combinaison des fermetures des différentes galeries le composant.

Notons, qu’au moment de l’envoyage complet du stockage, les barrages sont remplis de saumure « saine », non contaminée. L’expulsion de la saumure contaminée à l’extérieur des barrages nécessite donc le remplacement de ce fluide « sain » par de la saumure contaminée. Cela introduit un décalage important de la date de sortie de la saumure, qui dépend de la vitesse de fermeture du stockage ainsi que du volume de fluide que les barrages peuvent contenir. Cela représente environ 990 m³ pour le cas des barrages en bentonite en considérant un volume de barrages d’environ 3300 m³ avec une porosité de 30%. Les barrages en béton Sorel, dont la porosité est nettement plus faible (7%), contiennent seulement 231 m³ de fluide. En supposant que le front d’avancement de la saumure contaminée est uniforme dans l’ensemble des barrages (advection pure), il faudrait donc une réduction des vides du stockage de 990 m³ pour les barrages en bentonite (231 m³ pour les barrages en béton Sorel) à partir de la date d’envoyage pour que la saumure contaminée arrive aux faces externes des barrages. Bien entendu, le front d’avancement de la saumure contaminée dans les barrages n’est pas uniforme, et une partie des contaminants arrivera avant l’envahissement total du barrage, en particulier à cause des phénomènes de diffusion. Mais le débit sortant de polluants « en avance sur l’advection » ne pourra être que beaucoup plus faible que celui dû à l’advection.

Notons aussi que les valeurs de porosité données ci-dessus représentent des valeurs initiales. Suite à la mise en compression du barrage par le fluage du sel, le volume des vides internes dans les barrages est vraisemblablement réduit par rapport à la valeur initiale. Il reste que cette réduction ne peut être que faible, compte tenu de la raideur des matériaux mis en œuvre pour la construction des barrages. En effet, d'après les essais de laboratoire réalisés par IfG dans le cadre du projet FORGE (Fate Of Repository Gases) sur des blocs de bentonite FS 40 (60% de bentonite), le module d'Young est de l'ordre de 1 GPa [10], tandis que le module du béton Sorel est d'environ 10 fois supérieur [8]. Cela revient à considérer des modules volumiques d'environ 830 MPa pour la bentonite et 6,7 GPa pour le béton Sorel. Une re-compression du barrage aux valeurs de la contrainte initiale in situ (environ 11 MPa) ne peut donc donner lieu qu'à de faibles variations de la porosité des matériaux des barrages.

Le calcul de la propagation du front de contaminant depuis le lieu de dépôt jusqu'au barrage, puis au travers des barrages, est au-delà du périmètre de cette étude. Nous avons donc considéré une hypothèse pessimiste, considérant que le débit total d'entrée de saumure polluée dans les barrages sortait effectivement des barrages après le passage de la moitié de leur volume de vides, soit après une réduction du volume des vides du stockage de 495 m³ pour les barrages en bentonite et 115 m³ pour les barrages en béton Sorel. Par ailleurs, il n'est pas tenu compte ici du temps nécessaire pour que la saumure polluée migre du lieu de dissolution vers le barrage le plus proche – ce temps peut être important si les galeries d'accès sont remplies de coulis.

Les taux de fermeture du stockage calculés à la date correspondant aux réductions des vides décrites ci-dessus à partir du moment de l'ennoyage complète du stockage représentent le flux potentiel de saumure en sortie, avec les hypothèses suivantes :

- La saumure est considérée comme incompressible. De fait, son module volumique (de l'ordre de 2 GPa) est tel que « l'emmagasinement » dû à la compression du fluide reste faible. Une réduction du volume du stockage donne donc lieu à l'expulsion d'un volume égal de saumure (hypothèse légèrement pessimiste);
- La perte de charge de la saumure au travers des barrages en bentonite peut être considérée comme négligeable. En effet les calculs réalisés sur la vitesse de remplissage du stockage montrent qu'un différentiel de pression d'environ 6 MPa produit au travers des barrages en bentonite un débit stabilisé, de 13,5 m³ par an en entrée dans le stockage. Comme le montre la Figure 5-11, le taux de fermeture du stockage est de l'ordre de 0,75 m³/an à 8 300 ans, date à laquelle la pression dans le stockage atteint la valeur hydrostatique. La perte de charge due aux barrages peut donc être estimée de l'ordre de 33 kPa à 8 300 ans.

Le même type de calcul pour les barrages en béton Sorel amène à des valeurs de perte de charge 8 kPa à 100 000 ans (date limite des simulations), le débit sortant étant de 1,85 10⁻³ m³/an à 100 000 ans (Figure 5-13).

On peut donc conclure que la perte de charge de la saumure en sortie à travers les barrages ne peut qu'avoir une influence marginale sur les résultats de l'étude.

5.3. Fermeture du stockage après ennoyage : barrages en bentonite

L'évolution du volume total de vides et le taux annuel de variation du volume de vides pour le cas des barrages en bentonite sont illustrés en Figure 5-10 et en Figure 5-11. Pour mieux mettre en évidence l'effet de la pression de la saumure, ces figures montrent une vue zoomée des évolutions. Notons que la pression réduit la vitesse de fermeture du stockage. En effet, comme le montrent les figures précédentes pour les modèles locaux, la pression induit une réduction du taux de fermeture des vides dans les déchets plus importante que l'augmentation correspondante dans le coulis due au développement de la plasticité. Comme les volumes initiaux des déchets et du coulis sont du même ordre, il vient que l'arrivée de la saumure ralentit globalement la fermeture du stockage.

La Figure 5-11 montre une accélération momentanée du taux de fermeture du stockage à environ 8 000 ans. Cette accélération, due à la plastification du coulis à cause du niveau de la pression de la saumure atteint dans le stockage, ne contrebalance pas l'effet indiqué ci-dessus, qui est prépondérant.

A partir de ces courbes, la date de sortie de la saumure contaminée est calculée comme le moment auquel la réduction cumulée des vides est de 495 m³ par rapport au volume des vides au moment de l'ennoyage complet du stockage.

Les résultats de ce calcul sont fournis en Tableau 5-1. En conclusion, pour ce type de barrage, le débit de sortie de la saumure polluée sera inférieur à 0,012 m³/an, à partir d'un temps supérieur à 21 340 ans après l'excavation du stockage.

Barrages en bentonite	
Date d'ennoyage du stockage (ans)	5 740
Volume de vides à l'ennoyage (m ³)	74 805
Date de sortie de la saumure contaminée (ans)	21 340
Flux potentiels de saumure contaminée (m ³ /an)	0,012

Tableau 5-1 : Barrages en bentonite - Année et débit de sortie de la saumure contaminée.

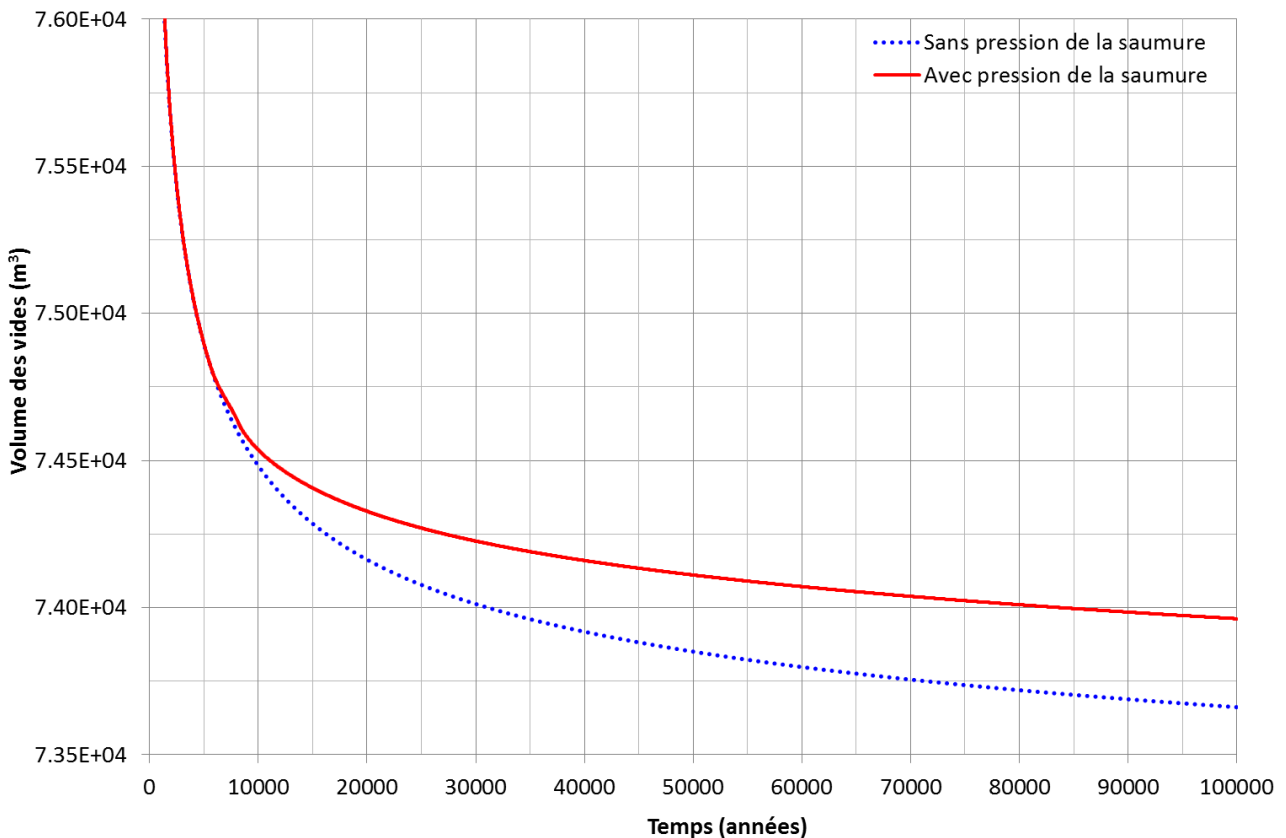


Figure 5-10 : Barrage en bentonite - Evolution du volume de vides du stockage.

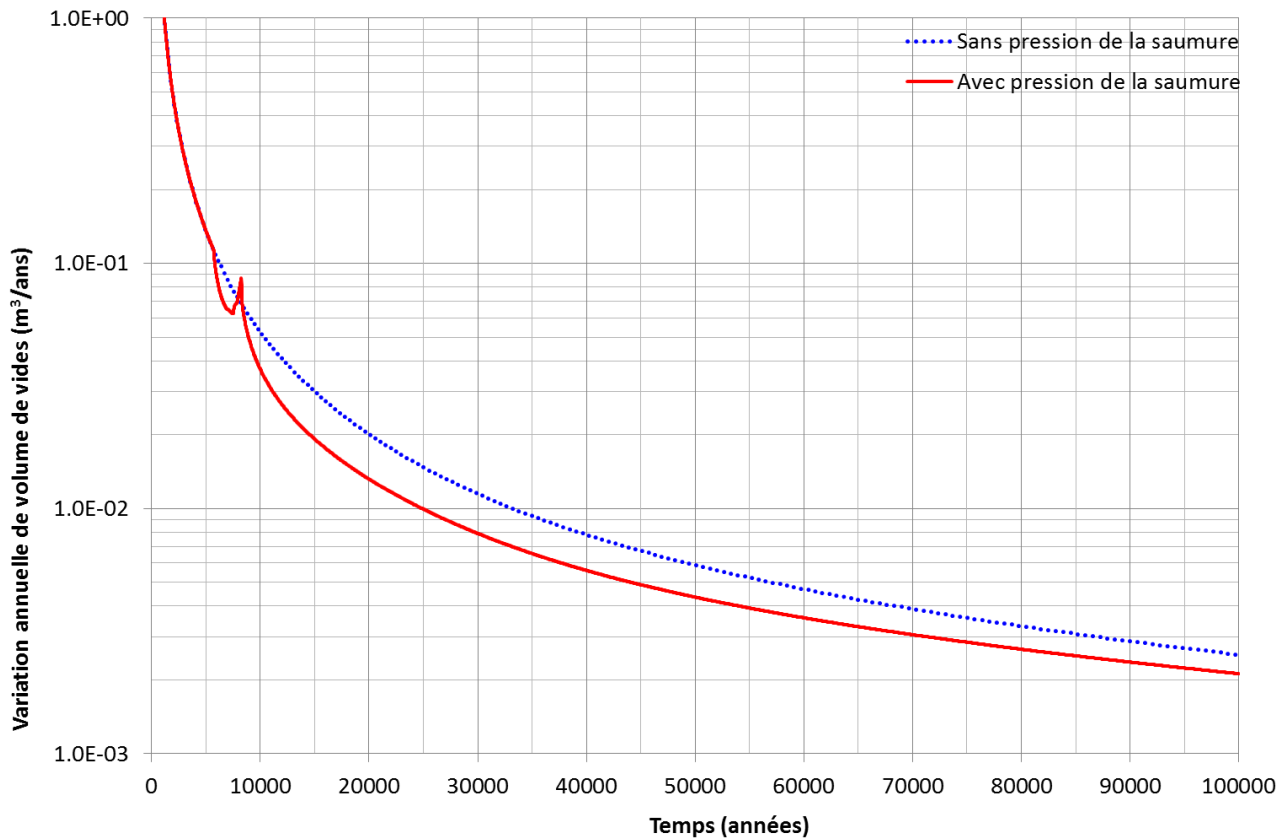


Figure 5-11 : Barrages en bentonite – Evolution de la variation annuelle du volume de vides du stockage.

5.4. Fermeture du stockage après ennoyage: barrages en béton Sorel

L'évolution du volume total de vides et que le taux annuel de variation du volume de vides pour le cas des barrages en béton Sorel sont illustrés en Figure 5-12 et en Figure 5-13.

Le calcul de la date de sortie de la saumure contaminée et du flux potentiel à cette date est le même que pour les barrages en bentonite, pour une réduction cumulée des vides de 115 m³ par rapport au moment de l'ennoyage complet du stockage. Les résultats sont détaillés dans le Tableau 5-2.

En conclusion, pour ce type de barrages, le débit de sortie de la saumure contaminée sera inférieur à 1,85 10⁻³ m³/an, à partir d'un temps supérieur à 100 000 ans après l'excavation du stockage.

Barrages en béton Sorel	
Date d'ennoyage du stockage (ans)	52 460
Volume de vides à l'ennoyage (m ³)	73 836
Date de sortie de la saumure contaminée (ans)	> 100 000
Flux potentiels de saumure contaminée (m ³ /an)	~ 1,85 10 ⁻³

Tableau 5-2 : Barrages en béton Sorel - Année et débit de sortie de la saumure contaminée.

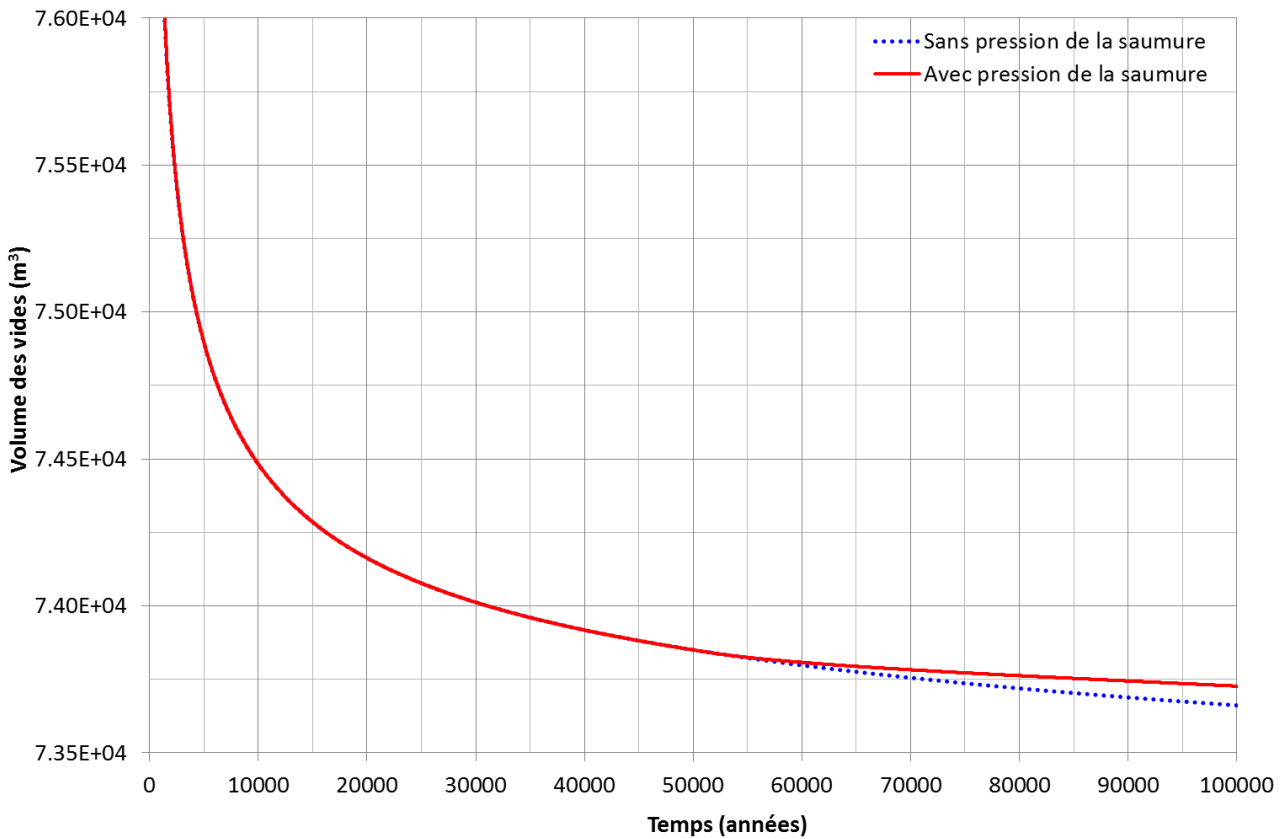


Figure 5-12 : Barrages en béton Sorel - Evolution du volume de vide du stockage.

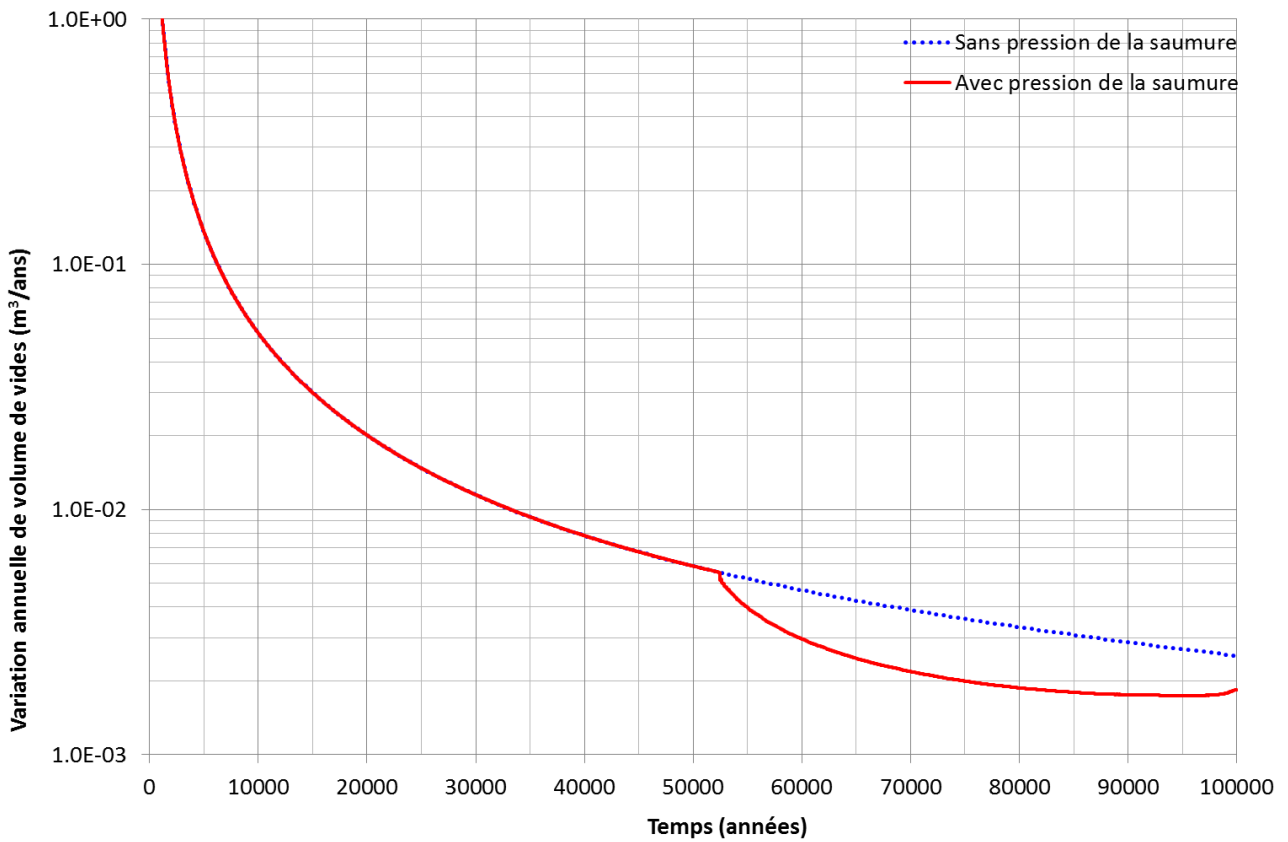


Figure 5-13 : Barrages en béton Sorel - Variation annuelle du volume de vide du stockage.

5.5. Flux massique des polluants sortant des barrages

Bien que l'impact de la fermeture du stockage sur la pollution de l'aquifère d'Alsace ne soit pas étudié dans la présente étude, une approche simplifiée est ici prise en compte pour évaluer à partir des données disponibles le flux massique de polluants sortant des barrages. Nous considérons en particulier le risque de contamination des déchets contenant du mercure (Hg).

La concentration de mercure à la source (C_{Hg} en kg/m^3) au sein du stockage isolé par les barrages est estimée en considérant que tout le mercure contenu dans le stockage passe en solution. La masse de mercure initialement stockée, M_{Hg} , était de l'ordre de 54 000 kg. Suite au déstockage en cours à ce jour, cette masse sera réduite d'un pourcentage de 56 et 93%, selon l'hypothèse de déstockage prise en compte. Nous considérons donc des masses de mercure de 23 760 m^3 et 3780 m^3 , pour les deux hypothèses ($M_{Hg,56\%}$ et $M_{Hg,93\%}$) :

$$C_{Hg,56\%} = \frac{M_{Hg,56\%}}{V_{vides}} \quad C_{Hg,93\%} = \frac{M_{Hg,93\%}}{V_{vides}} \quad (22)$$

Où V_{vides} est le volume des vides du stockage au moment où le stockage est complètement noyé. Vu l'hypothèse à la base de cette relation (dissolution complète du mercure au moment de l'ennoyage), la valeur obtenue représente un majorant de la concentration réelle. L'équation (17) ne pose aucune contrainte sur la concentration maximale de mercure dans la saumure, alors que cette valeur ne peut pas dépasser la valeur de la concentration à saturation.

Le flux massique du mercure (q_{Hg} en kg/an) sortant des barrières peut être alors estimé sur la base du débit sortant de la saumure q_s calculé précédemment aux paragraphes 5.3 et 5.4, en utilisant la relation suivante:

$$q_{Hg,56\%} = C_{Hg,56\%} \cdot q_s \quad q_{Hg,93\%} = C_{Hg,93\%} \cdot q_s \quad (23)$$

Le Tableau 5-3 et le Tableau 5-4 résument les résultats du calcul pour les deux types de barrages pris en compte dans l'étude afin de montrer leur influence sur le flux massique de mercure sortant des barrages.

Barrages en bentonite	Déstockage 56%	Déstockage 93%
Date d'ennoyage du stockage (ans)		5 740
Volume de vides à l'ennoyage (m^3)		74 805
Date de sortie de la saumure contaminée (ans)		21 340
Flux de saumure contaminée sortant des barrages (m^3/an)		0,012
Masse de mercure dans le stockage (kg)	23 760	3 780
Concentration de mercure dans la saumure C_{Hg} (kg/m^3)	0,318	0,051
Flux massique du mercure sortant des barrages (kg/an)	$3,9 \cdot 10^{-3}$	$0,6 \cdot 10^{-3}$

Tableau 5-3 : Calcul du flux massique de mercure sortant des barrages en bentonite pour les deux hypothèses de déstockage.

Barrages en béton Sorel	Déstockage 56%	Déstockage 93%
Date d'ennoyage du stockage (ans)	52 460	
Volume de vides à l'ennoyage (m ³)	73 836	
Date de sortie de la saumure contaminée (ans)	> 100 000	
Flux de saumure contaminée sortant des barrages (m ³ /an)	~ 1,85 10 ⁻³	
Masse de mercure dans le stockage (kg)	23 760	3 780
Concentration de mercure dans la saumure C _{Hg} (kg/m ³)	0,322	0,051
Flux massique du mercure sortant des barrages (kg/an)	0,6 10 ⁻³	0,1 10 ⁻³

Tableau 5-4 : Calcul du flux massique de mercure sortant des barrages en béton Sorel pour les deux hypothèses de déstockage.

A partir de ces résultats, on peut conclure que :

- le flux de mercure sortant du stockage reste toujours inférieur à $3,9 \cdot 10^{-3}$ kg/an (valeur obtenue dans le cas des barrages en bentonite en considérant le débit maximal d'arrivée de la saumure et le scénario de déstockage 56%) ;
- la prise en compte des barrages en béton Sorel permet une réduction supplémentaire du flux massique du mercure d'un facteur 6 par rapport aux barrages en bentonite. Dans ce cas le flux maximal n'est que de $0,6 \cdot 10^{-3}$ kg/an.

6. CONCLUSION

6.1. Méthode, résultats intermédiaires

Le « chargement » qui produit le fluage et donc *in fine* les flux sortants est la contrainte due au poids des terrains sus-jacents. Cette contrainte est perturbée par l'existence de deux niveaux d'exploitation datant du 20^{ème} siècle dans le toit immédiat du stockage. Ce travail utilise les résultats d'une étude précédente [1] qui comprenait un modèle 3D global du stockage et des travaux sus-jacents. Il avait montré que la contrainte que subit le stockage est effectivement réduite de 2 MPa environ dans les décades qui suivent l'exploitation, puis revient lentement vers la valeur lithostatique – au bout de 2 000 ans, la contrainte est encore inférieure de 0,9 MPa environ à sa valeur lithostatique initiale.

Le transfert de la saumure au travers de barrages constitués de bentonite ou de béton Sorel a été étudié, pour deux jeux d'hypothèses définis au préalable, en termes de vitesse de remontée de la saumure dans les travaux. Il faut de 3 à 6 siècles pour que l'écoulement de la saumure vers le stockage atteigne son débit permanent (et maximum), lequel varie de 1,4 m³/an pour des barrages en béton Sorel, à 13,6 m³/an pour des barrages en bentonite.

L'évolution des contraintes issue du modèle global est utilisée comme condition aux limites pour des modèles locaux des différentes configurations de galeries présentes dans le stockage. Les comportements des différentes configurations de galeries sont combinés, en fonction des options de remplissages définies par StocaMine, pour obtenir l'évolution du volume total de vides dans le stockage.

Une première étape de simulation permet d'obtenir l'évolution du stockage avant la mise en pression de la saumure, pour deux cas de déstockage différents. Il faut au minimum (barrages en bentonite, déstockage à 56%) un peu moins de six millénaires pour que les vides du stockage se remplissent. L'utilisation de barrages en béton Sorel fait passer ce délai à plus de 50 000 ans.

La montée en pression de la saumure dans le stockage, après la fin de l'envahissement, est due au flux entrant qui va peu à peu s'annuler (lorsqu'il y aura équilibre des pressions entre le stockage et le reste des travaux miniers), et d'autre part la réduction du volume des vides dans le stockage. Elle est conditionnée par le module volumique de la saumure. Bien entendu, cette montée en pression a un effet – globalement retardant – sur le fluage du sel et donc sur les variations de volume des vides. Cette montée est relativement rapide dans le cas des barrages en bentonite (quelques siècles pour arriver à la charge hydrostatique), et beaucoup plus lente pour les barrages en béton Sorel (plus de 50 000 ans, simplement parce que le fluage est devenu très lent au moment où le stockage est rempli).

Une fois la saumure montée en pression, il reste à l'écoulement « vers l'extérieur » à traverser les barrages. A cause de leur porosité relativement importante et des débits très faibles, ce processus est également très lent. Il vient, pour les barrages en bentonite, une date de sortie de la saumure polluée supérieure à 20 000 ans, et pour les barrages en béton Sorel une date supérieure à 100 000 ans.

6.2. Flux de saumure polluée et de mercure

La diminution annuelle de volume du stockage – qui produit le flux sortant - est évaluée à 0,012 m³/an au pire, à une échéance de 21 000 ans, dans le cas de barrages en bentonite. L'utilisation de béton Sorel reporte la sortie de saumure après 100 000 ans, pour une diminution annuelle de volume inférieure à 1,85 10⁻³ m³/an. Ces valeurs amènent un flux massique de mercure sortant des barrages d'environ 0,6 g/an dans le premier cas, et inférieur à 0,1 g/an dans le deuxième cas.

Ces résultats supposent que le flux de saumure entrant et sortant du stockage ne peut avoir lieu qu'à travers les barrages de confinement du site de StocaMine. Autrement dit, le sel autour des barrages est considéré comme imperméable. Cela n'est justifié que si le reconfinement du sel contre le barrage à cause du fluage ramène l'état de contraintes dans le sel vers des valeurs proches de la contrainte géostatique initiale. Afin d'obtenir ce reconfinement, la construction du barrage doit prévoir la mise en place d'une longueur minimum de béton standard de part et d'autre du noyau étanche en béton Sorel, afin de garantir la stabilité d'ensemble du barrage.

Une étude supplémentaire sur la longueur du béton standard à rajouter pour garantir cette condition est décrite en Annexe A. De fait, nous avons réalisé 3 calculs en considérant 3 longueurs différentes des appuis en béton. Les résultats de l'étude montrent que du point de vue de la perméabilité du massif encaissant, le reconfinement du sel produit par le fluage est tel que la perméabilité redescend rapidement vers des valeurs très faibles bien avant la date d'arrivée de la saumure à la profondeur du stockage. Cela permet donc de valider l'hypothèse d'étanchéité du sel utilisé pour les calculs des débits de saumure entrant et sortant du stockage.

Cette condition reste vraie même dans le cas où les appuis ne sont pas mis en œuvre. Toutefois, dans ce cas, l'analyse des conditions de stabilité de l'ensemble du barrage montre qu'une plastification du noyau en béton Sorel survient lors du fluage sur le long terme, ce qui pourrait invalider la fonction de confinement des barrages.

De ce fait, nous préconisons la prise en compte d'une longueur minimum de 3 m pour les appuis en béton standard dans le design des barrages du site de StocaMine.

7. ANNEXE A : EVOLUTION DE LA PERMEABILITE DU SEL AUTOUR DES BARRAGES EN BETON SOREL

Les résultats de cette étude en terme de débit sortant du stockage de Wittelsheim ont été obtenus en considérant le sel entourant les excavations comme imperméable. Dans ce cas, l'entrée ainsi que la sortie de la saumure polluée du stockage ont été considérées comme ayant lieu seulement à travers les barrages (et les minces couches de marnes) qui seront mis en place le long des tunnels d'accès pour isoler le stockage.

Afin de valider cette hypothèse de calcul, nous avons réalisé une étude supplémentaire ayant pour objectif le suivi de l'évolution de la perméabilité du sel autour des barrages, à la fois dans l'espace et dans le temps. En effet, deux effets se contrecarrent : lors de l'excavation, ou si des ruptures ultérieures ont lieu, le sel proche est endommagé et peut voir sa perméabilité augmenter de manière importante. Cette augmentation pourrait invalider l'action de confinement du stockage apportée par les barrages, le passage de la saumure vers l'intérieur du stockage pouvant se dérouler à travers le sel endommagé. Mais une fois les barrages mis en place, la capacité de fluage du sel permet aux contraintes dans le sel endommagé d'augmenter à nouveau, et ce confinement produit une « cicatrisation » de la perméabilité.

L'approche utilisée dans cette partie reprend le schéma de travail utilisé pour notre étude précédente sur l'évolution de la perméabilité au droit des barrages en bentonite [2], en considérant la relation contrainte-perméabilité précédemment calée et décrite en Paragraphe 7.1. Ensuite, un modèle 3D de barrage double dans les voies d'accès au stockage est mis en œuvre avec *FLAC3D*. Les matériaux constituant le barrage sont introduits dans les tunnels à partir d'un temps de fluage de 18 ans après la fin de l'excavation, ce qui correspond au moment du remplissage du stockage avec le coulis de cendres volantes. L'évolution des contraintes dans le sel entourant le barrage est donc prise en compte pour obtenir une prédiction des perméabilités vraisemblables près des parois de galeries avec le temps.

7.1. Loi de variation de la perméabilité du sel avec la contrainte

Une description approfondie de la relation entre la contrainte et la perméabilité du sel est donnée en [2]. Dans ce paragraphe nous ne rappelons que les aspects principaux ainsi que la loi de variation utilisée pour estimer la valeur de la perméabilité à partir de la variation de l'état de contrainte du sel.

Les roches salifères sont considérées comme capables de constituer une barrière étanche au passage d'un fluide, sous des pressions de confinement raisonnablement élevées. Cette propriété vient de leur structure cristalline, et d'une porosité très faible et « non-connectée », l'espace poreux étant constitué en grande partie de cavités non connectées entre elles.

Cependant, cette imperméabilité n'est assurée que dans les conditions idéales d'une roche intacte. Lorsqu'une excavation est effectuée, il est obligatoire de considérer la présence d'une zone, qu'on définit souvent en littérature avec les acronymes EDZ (« Excavated Disturbed Zone ») ou DRZ (« Disturbed Rock Zone »), où les propriétés ne sont plus celles de la roche intacte. La valeur de conductivité hydraulique peut augmenter de plusieurs ordres de grandeur dans cette zone par rapport aux zones non endommagées. Ce phénomène peut mettre en jeu la stabilité géologique et l'efficacité hydrogéologique des milieux de stockage.

Cependant, des études ont montré que le phénomène d'endommagement peut être compensé par la fermeture des fissures et/ou leur cicatrisation suite au reconfinement du sel vers des valeurs proches de la contrainte lithostatique initiale. Dans cette étude, nous ne considérons que les augmentations et diminutions de la valeur de perméabilité, provoquées à court terme par le déconfinement de la roche suite à l'excavation des galeries du site de stockage de Wittelsheim, et à long terme par le reconfinement, dû à la fermeture des tunnels, et la restauration d'un état de contrainte proche de

l'état initial. Les aspects liés au phénomène de cicatrisation seront négligés, d'une part à cause d'un manque d'information, d'autre part parce que négliger ces aspects nous place évidemment à l'avantage de la sécurité.

La loi de variation de la perméabilité avec l'état de contraintes est reprise des études de Stormont et s'exprime par l'expression suivante [11] :

$$k = k_0 \frac{e^{-x C_p \Delta \sigma}}{1 - \phi_0 e^{-C_p \Delta \sigma}} \quad (24)$$

où:

- k_0 et ϕ_0 sont respectivement la perméabilité et la porosité initiales de la roche intacte ;
- x (terme de Kozeny-Carman) est un facteur compris entre 1 et 5 qui tient compte de la tortuosité, et représente le caractère non rectiligne des trajectoires du fluide au sein du milieu poreux, ainsi que le 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 aux variations de la contrainte hydrostatique. En faisant l'hypothèse d'incompressibilité des cristaux de sel, C_p peut s'exprimer de la façon suivante :

$$C_p = - \frac{1}{\phi(1-\phi)} \frac{d\phi}{d\sigma_m} = \frac{C}{\phi} \quad (25)$$

où ϕ est la porosité, $d\sigma_m$ est la variation de la contrainte moyenne, et C est le module de compressibilité du milieu poreux ;

- $\Delta \sigma$ représente la variation de la contrainte moyenne, par rapport à la contrainte moyenne initiale, à laquelle correspondent les valeurs de porosité et perméabilité initiales, ϕ_0 et k_0 , respectivement.

Le calage des paramètres de cette loi pour le sel de Wittelsheim a été fait dans le cadre de l'étude [2] en se basant sur les mesures de perméabilité réalisées par la société IBewa dans des forages creusés sur une distance d'environ 3 m à partir des parois des tunnels du stockage. Globalement ces mesures ont montré des perméabilités très fortes (10^{-14} / 10^{-15} m²) en toit, en mur et en piédroits pour une distance à la paroi inférieure à 1m-1,5 m. Cela est dû à la présence d'une zone endommagée (EDZ) autour de l'excavation. Au-delà de cette première zone, la valeur de la perméabilité diminue progressivement en s'éloignant des parois.

Afin de réduire le nombre des paramètres à caler et en cohérence avec les valeurs reportées dans la littérature, les valeurs de la perméabilité initiale, k_0 , et de la porosité initiale, ϕ_0 , ont été prises égales à 10^{-21} m² et 0,1% respectivement. Des modèles 3D des tunnels du stockage ont été mis en œuvre permettant ainsi d'évaluer la variation de la contrainte moyenne dans le sel au droit des sites de mesure choisis par IBewa et donc, *in fine*, de caler les paramètres de la loi à travers la comparaison des valeurs de perméabilité mesurées sur site avec les résultats de la modélisation.

Le Tableau 7-1 résume les valeurs calées.

Paramètre	Symbole (unité)	Valeur
Compressibilité des pores	C_p (MPa⁻¹)	0,45
Terme de Kozeny-Carman	α (-)	4,5
Porosité initiale	ϕ_0	0,1%
Perméabilité initiale	k_0	10^{-21}

Tableau 7-1 : Paramètres calés au sel de Wittelsheim de la formulation de Stormont [2].

7.2. Description des modèles

L'évolution de la perméabilité autour des barrages est ici simulée à l'aide de modèles 3D des tunnels d'accès au stockage. La géométrie de barrage considérée comprend un noyau en béton Sorel confiné le long de l'axe du tunnel par un appui en béton standard de part et d'autre du noyau. Trois calculs ont été réalisés en considérant trois longueurs différentes de l'appui en béton : 0, 3 et 6 m. La valeur de 6 m représente la longueur du béton standard prise en compte dans le schéma de construction des barrages mis au point par la société Ercosplan et montrée en Figure 7-2.

La géométrie de référence est donc celle d'une voie double confinée par la présence d'un barrage double.

7.2.1. Géométrie des barrages

Une étude d'isolation du site de Wittelsheim par des barrages en bentonite situés le long des tunnels d'accès a été réalisée en 2013 par la société Ercosplan (Allemagne) [12]. L'étude prévoit la construction d'une douzaine de barrages, dont les positions sont détaillées en Figure 7-1. La Figure 7-2 montre le schéma conceptuel de construction de chaque barrage. Il s'agit d'un noyau étanche (en blocs de bentonite FS 50 ou en béton Sorel), dont la stabilité est assurée par un appui en béton réalisé de chaque côté du noyau.

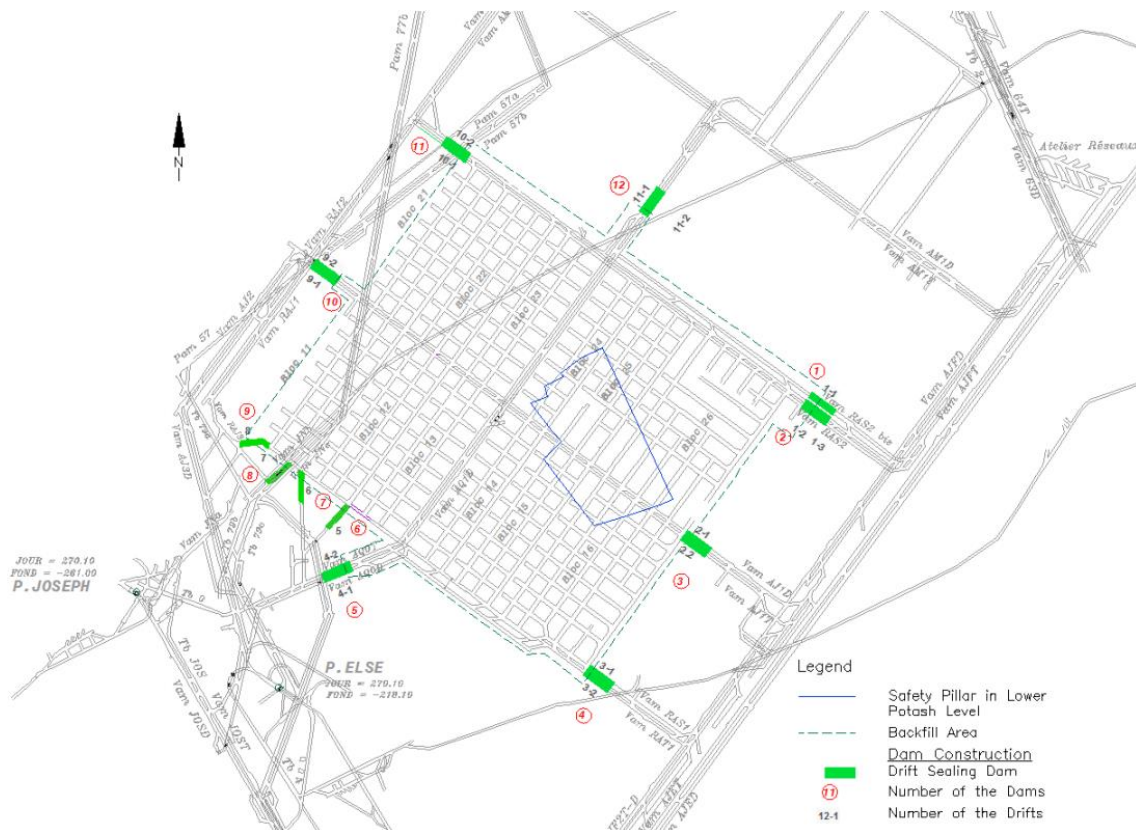


Figure 7-1 : Position des barrages du site de Wittelsheim [12].

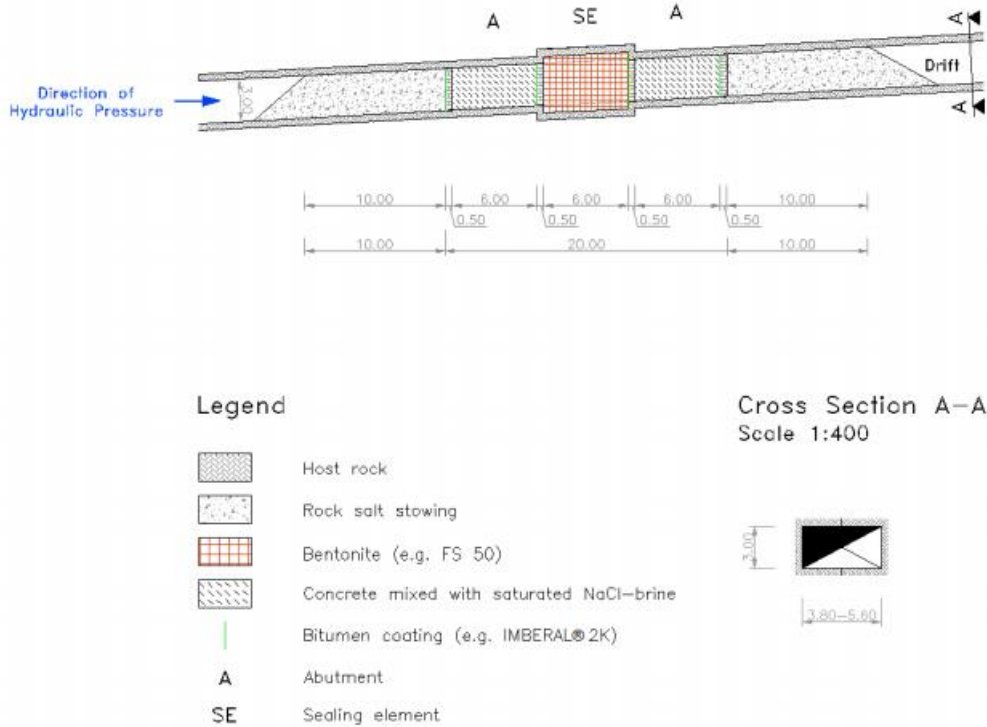


Figure 7-2 : Schéma de construction d'un barrage en bentonite [12].

La construction du barrage prévoit aussi la mise en place de havrit de sel sur une longueur de 10 m de tunnel de part et d'autre des appuis en béton. Ce matériau produit par une machine de creusement présente une granulométrie comprise entre 0 et 50 mm et permet de réduire la convergence des galeries, et donc l'endommagement du sel entourant la partie terminale du béton du barrage.

Notons encore que l'option de remplissage du stockage par un coulis de cendres volantes choisie à ce jour par StocaMine prévoit aussi le remplissage du volume des galeries doubles situées au-delà des barrages du côté du stockage. Dans ce cas, la géométrie des barrages prise en compte dans notre étude est légèrement modifiée par rapport au schéma de Figure 7-2 et ne considère la présence de havrit de sel que du côté du barrage externe au stockage. Du côté interne, le coulis de remplissage sera mis en place sur une hauteur de 90% de la galerie (cf. Paragraphe 4.1).

7.2.2. Géométrie des modèles

Trois configurations de galeries d'accès au stockage ont été considérées pour la mise en place des modèles *FLAC3D*, caractérisées par des longueurs différentes des appuis en béton standard : 0, 3 et 6 m.

Les galeries doubles de service sont formées de deux excavations rectangulaires de largeur 3,8 m et de hauteur 2,8 m séparées par un pilier central de largeur 3,2 m. Compte tenu de la symétrie d'excavation des galeries doubles, les modèles ne considèrent que l'une des galeries et la demi-largeur du pilier. Des conditions de symétrie sont ensuite appliquées aux frontières des modèles. Les modèles prennent aussi en compte le surcreusement de 0,9 m des galeries au niveau du noyau des barrages prévu dans le plan de conception afin d'éliminer les parties du sel les plus endommagées.

La géométrie globale des modèles est présentée en Figure 7-3. Le maillage est réalisé de manière à obtenir des résultats précis au niveau des tunnels avec une discrétisation relativement fine autour de ces structures. Les frontières inférieure, supérieure et latérale (gauche) sont placées à 20 m de l'excavation.

Les différentes composantes du barrage (noyau, béton standard et havrit de sel) ainsi que le coulis de remplissage du côté du barrage interne au stockage sont mis en place à partir d'un temps de 18 ans après l'excavation. A ce moment, la section de la galerie diffère de la section initiale d'excavation à cause du fluage du sel encaissant qui a eu lieu pendant ces 18 années . Le coulis de remplissage n'est alors mis en place que sur une hauteur d'environ 90% de la hauteur résiduelle de la galerie (Figure 7-4). Compte tenu du vide restant en toit de la galerie et dans l'objectif de limiter les distorsions très fortes qui pourraient se développer dans le sel lors du fluage au droit du contact entre le coulis de remplissage et le béton standard, le maillage du coulis est légèrement modifié, comme l'indique la Figure 7-5. Ceci permet d'obtenir une refermeture graduelle du sel sur le coulis de remplissage.

Dans le cas des havrits de sel, d'après le schéma d'Ercosplan la pente de la partie terminale de cette composante du barrage est prise égale à 30° (Figure 7-6).

La géométrie des modèles le long de l'axe de la galerie est montrée de la Figure 7-7 à la Figure 7-9, pour les trois longueurs d'appuis modélisées (L = 0, 3 et 6 m).

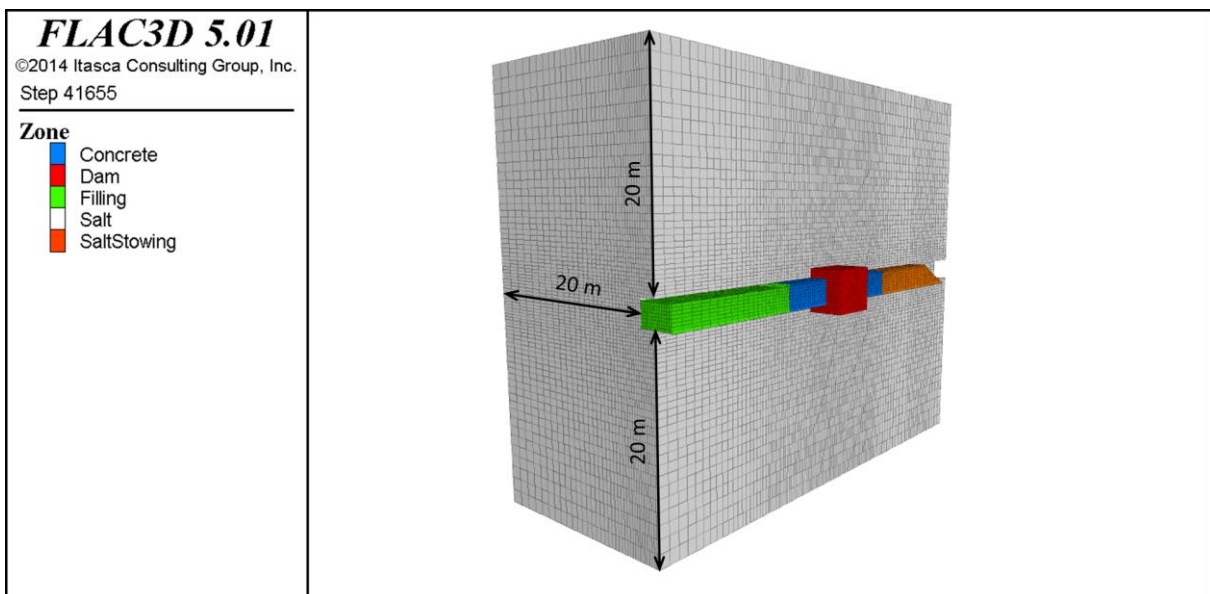


Figure 7-3 : Maillage global et dimensions du modèle.

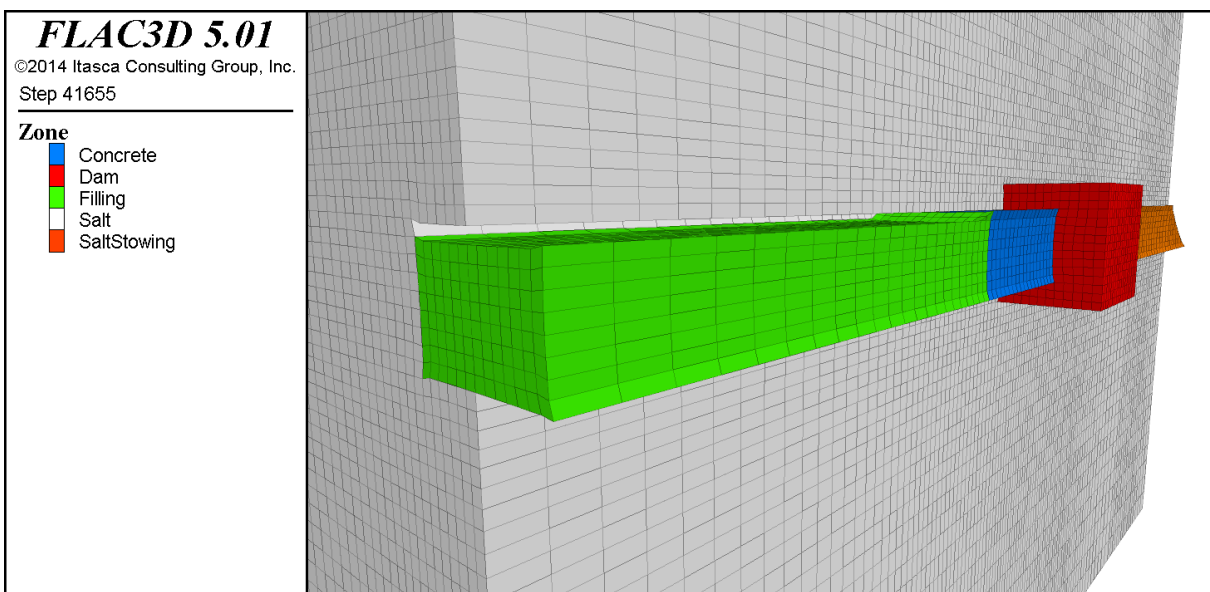


Figure 7-4 : Vue zoomée du maillage au niveau du remplissage de la galerie avec le coulis de cendres volantes (éléments volumiques en vert, « Filling »).

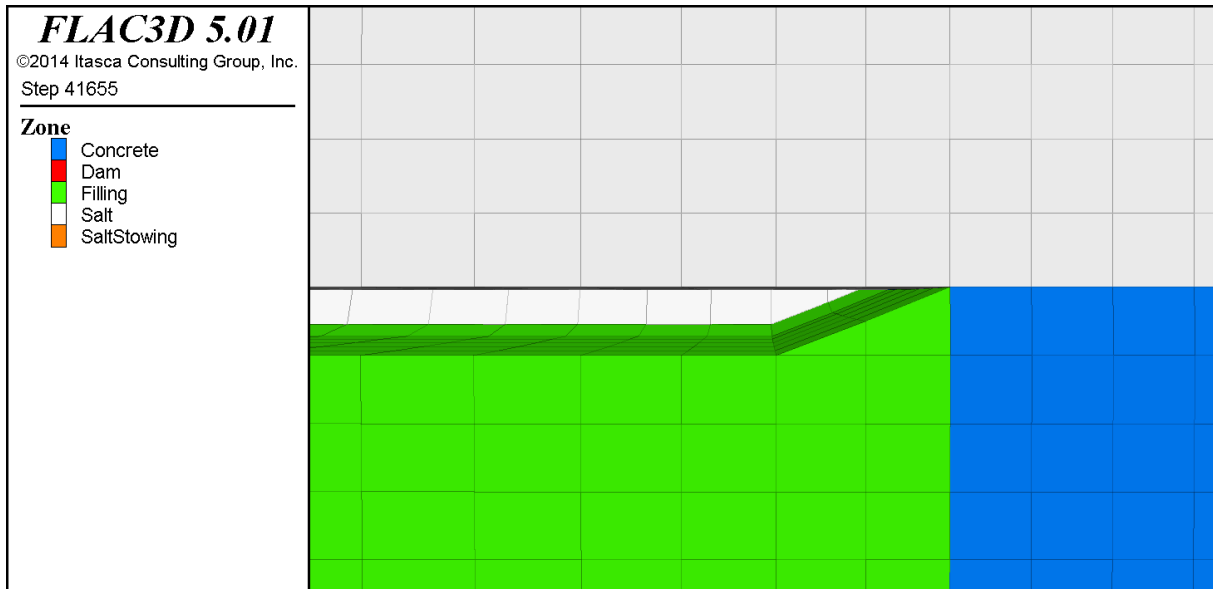


Figure 7-5 : Vue zoomée du maillage au niveau du contact entre le coulis de cendres volantes (en vert) et le béton standard (en bleu).

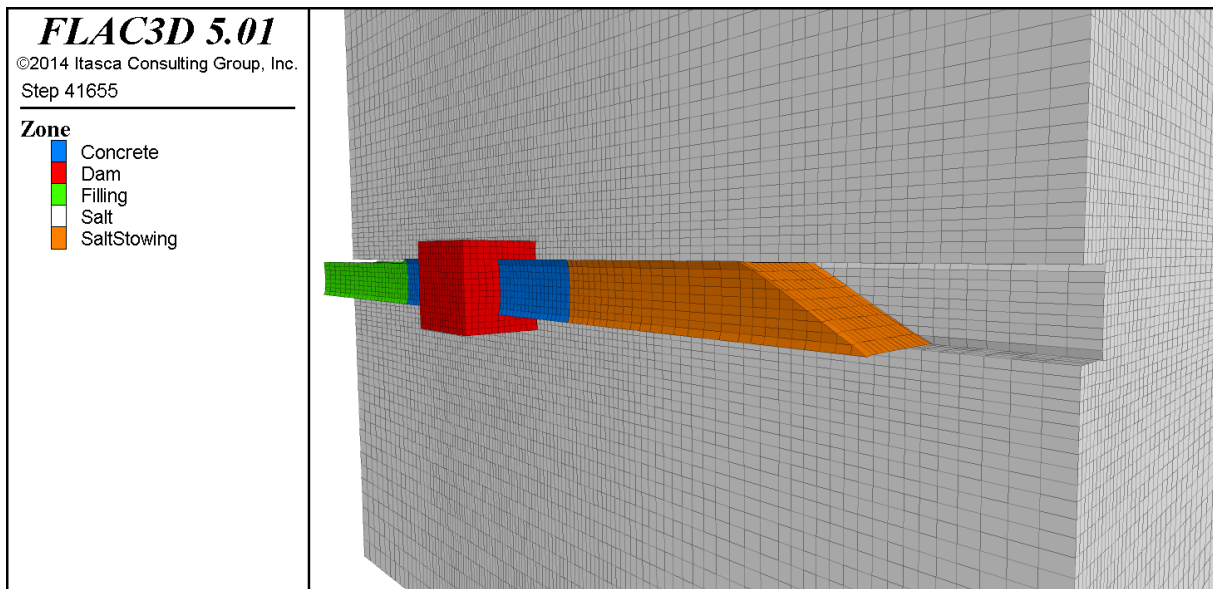


Figure 7-6 : Vue zoomée du maillage au niveau de la partie de la galerie comblée par les havrils du sel.

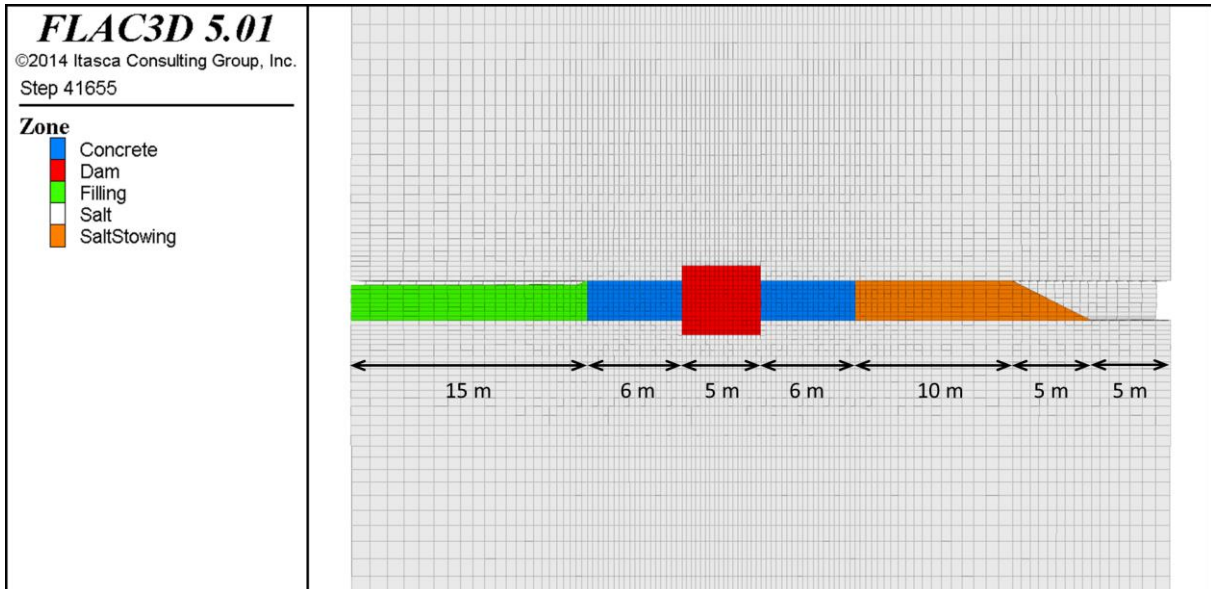


Figure 7-7 : Maillage au niveau de l'axe de la galerie. Longueur des appuis en béton, $L = 6$ m.

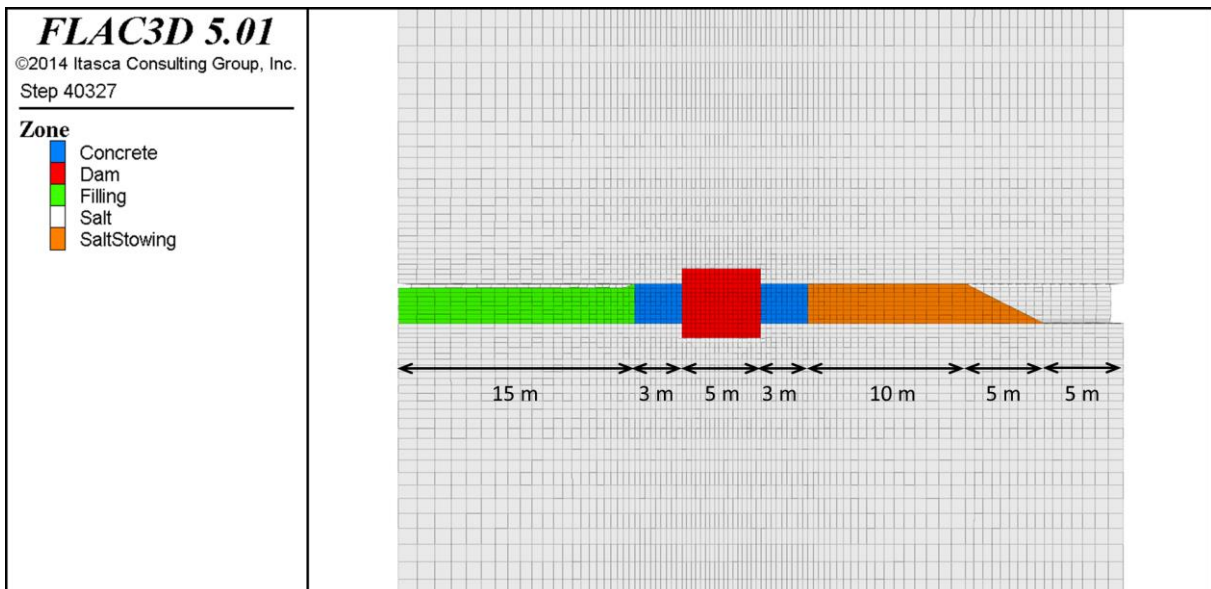


Figure 7-8 : Maillage au niveau de l'axe de la galerie. Longueur des appuis en béton, $L = 3$ m.

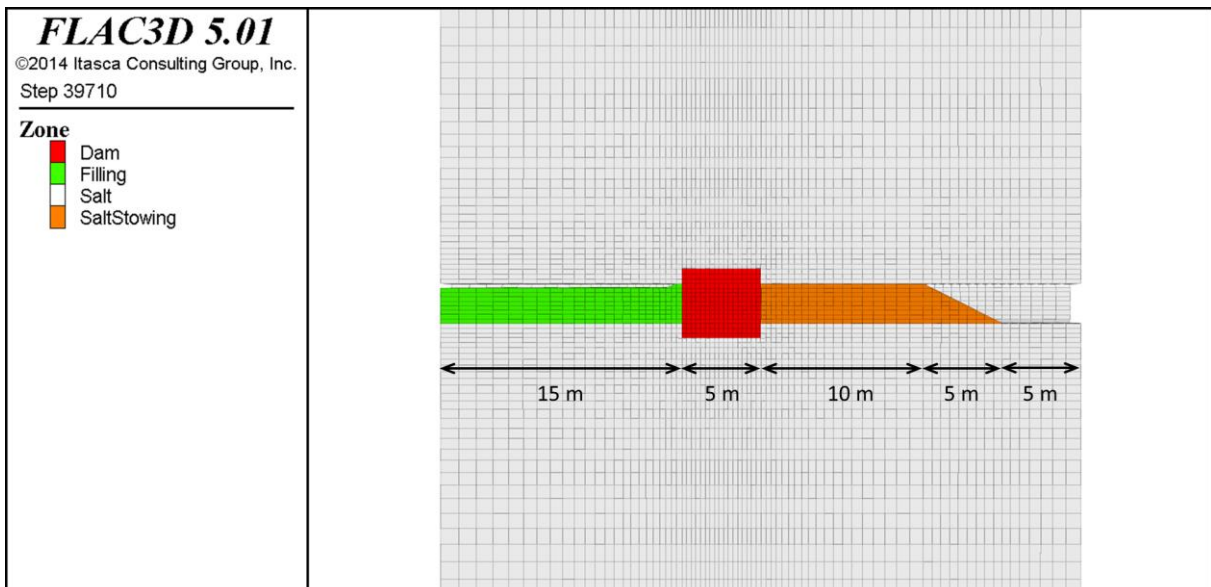


Figure 7-9 : Maillage au niveau de l'axe de la galerie. Absence des appuis en béton, $L = 0$ m.

7.2.3. Conditions aux limites et initialisation des contraintes

Les déplacements dans les directions normales aux frontières du modèle sont fixés, à l'exception de la frontière supérieure, sur laquelle une contrainte verticale est appliquée. Au cours du fluage, cette contrainte est mise à jour de façon à tenir compte des évolutions de la contrainte verticale dans le sel au-dessus des barrages due (1) à l'excavation et (2) à la refermeture des vides miniers sus-jacents ainsi que des galeries du stockage.

L'évolution de la contrainte verticale est déduite du modèle global 3D mis au point dans notre première étude sur le flux potentiel de saumure à partir du site de Wittelsheim [1]. Le stockage étant confiné par 12 barrages situés à différentes profondeurs, nous avons initialement évalué l'évolution de la contrainte verticale dans les zones de sel situées 20 m au-dessus des 12 barrages (position de la frontière supérieure des modèles mis en œuvre pour l'étude de la variation de la perméabilité). Ces zones sont montrées en Figure 7-10. Les évolutions obtenues sont montrées en Figure 7-11 et Figure 7-12. La valeur de la contrainte verticale initiale au droit des 12 sites de mesure est également figurée par une ligne pointillée noire.

Comme on peut le voir, l'excavation du stockage (origine de l'axe des temps en Figure 7-11 et Figure 7-12) comporte une variation de la contrainte verticale au-dessus des galeries. Plus précisément nous observons une réduction de la contrainte verticale aux petits temps par rapport à la contrainte initiale lithostatique pour les sites proches du stockage (barrages 3, 4, 7, 8 et 9) et une augmentation dans les autres sites (1, 2, 5, 6, 10, 11 et 12). Cela n'est pas surprenant : l'excavation du stockage cause évidemment une diminution de la contrainte verticale dans le sel situé au-dessus des galeries et dans le sel le plus proche des bords du stockage. Inversement, une augmentation de la contrainte verticale est engendrée dans le sel situé à une certaine distance de la frontière du stockage.

Il reste que de manière générale le fluage du sel modifie l'état de contrainte dans le sel, ce qui permet à la contrainte verticale de revenir avec le temps vers des valeurs proches de la valeur initiale lithostatique.

Parmi les différentes courbes d'évolution obtenues, nous avons sélectionné la courbe du barrage #4 comme condition à la limite pour la frontière supérieure des modèles. En effet, comme indiqué au Paragraphe 5.1, la variation de la perméabilité est liée à la variation de la contrainte moyenne dans le sel. Cela est dû principalement à la compaction du sel survenant une fois le barrage mis en place. Il reste que la variation de la contrainte verticale au toit du modèle joue aussi son rôle sur la variation de l'état de contrainte dans le sel, pouvant ainsi accélérer (cas d'une contrainte verticale supérieure à la valeur lithostatique) ou retarder (cas d'une contrainte verticale inférieure à la valeur lithostatique) l'augmentation de la contrainte moyenne dans le sel. Comme le montre la Figure 7-11, dans le cas du barrage 4 la contrainte verticale au-dessus du barrage reste toujours inférieure à la valeur lithostatique, même à 100 000 ans. Cela peut alors être considéré comme une condition conservative pour l'étude de la variation de la perméabilité dans le temps et sera alors prise en compte dans le cadre de cette étude.

Notons encore que, comme pour le barrage #4, la contrainte verticale atteint à long terme des valeurs inférieures à la contrainte lithostatique pour les barrages 6, 7 et 9. Dans le cas du barrage #6, la contrainte verticale est d'environ 1 MPa inférieure à la valeur lithostatique à 100 000 ans. Ce cas n'a toutefois pas été pris en compte car il représente des conditions trop conservatives qui ne permettraient pas de reproduire de manière réaliste la variation de l'état de contraintes au droit de l'ensemble des barrages du stockage.

En ce qui concerne l'initialisation des contraintes dans le modèle, un coefficient K_0 égal à 1 est pris en compte, bien que ce coefficient ne soit représentatif que pour un état des contraintes à long terme du sel.

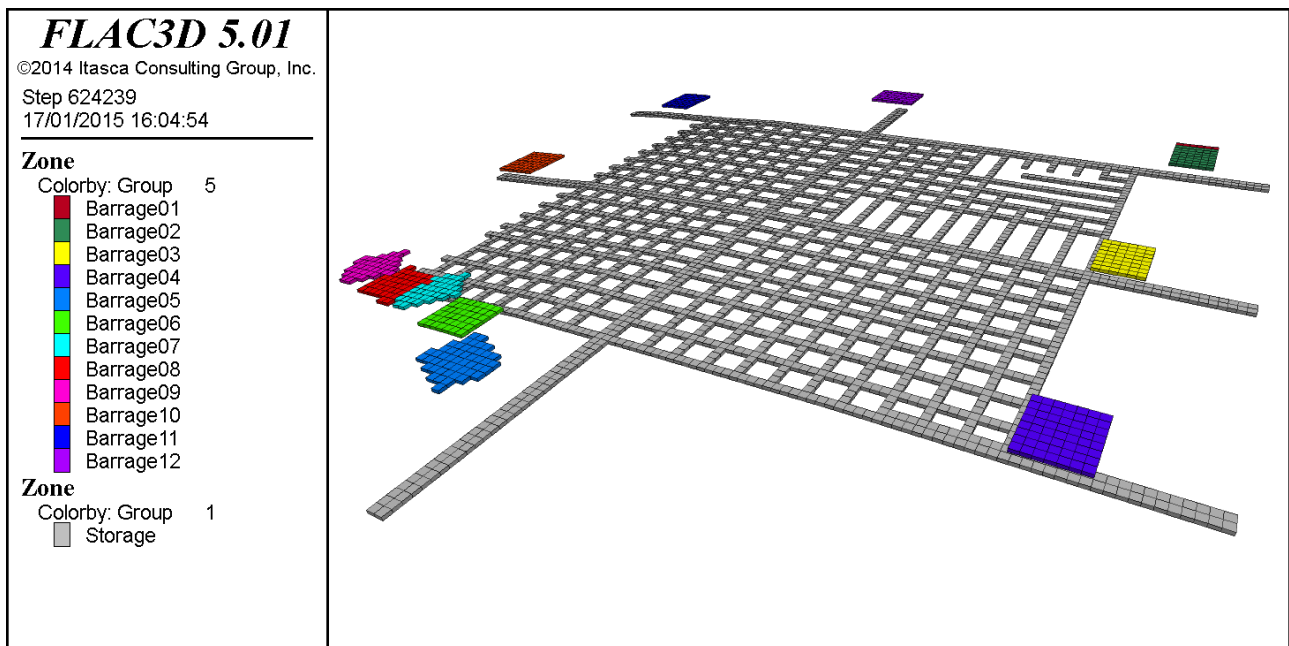
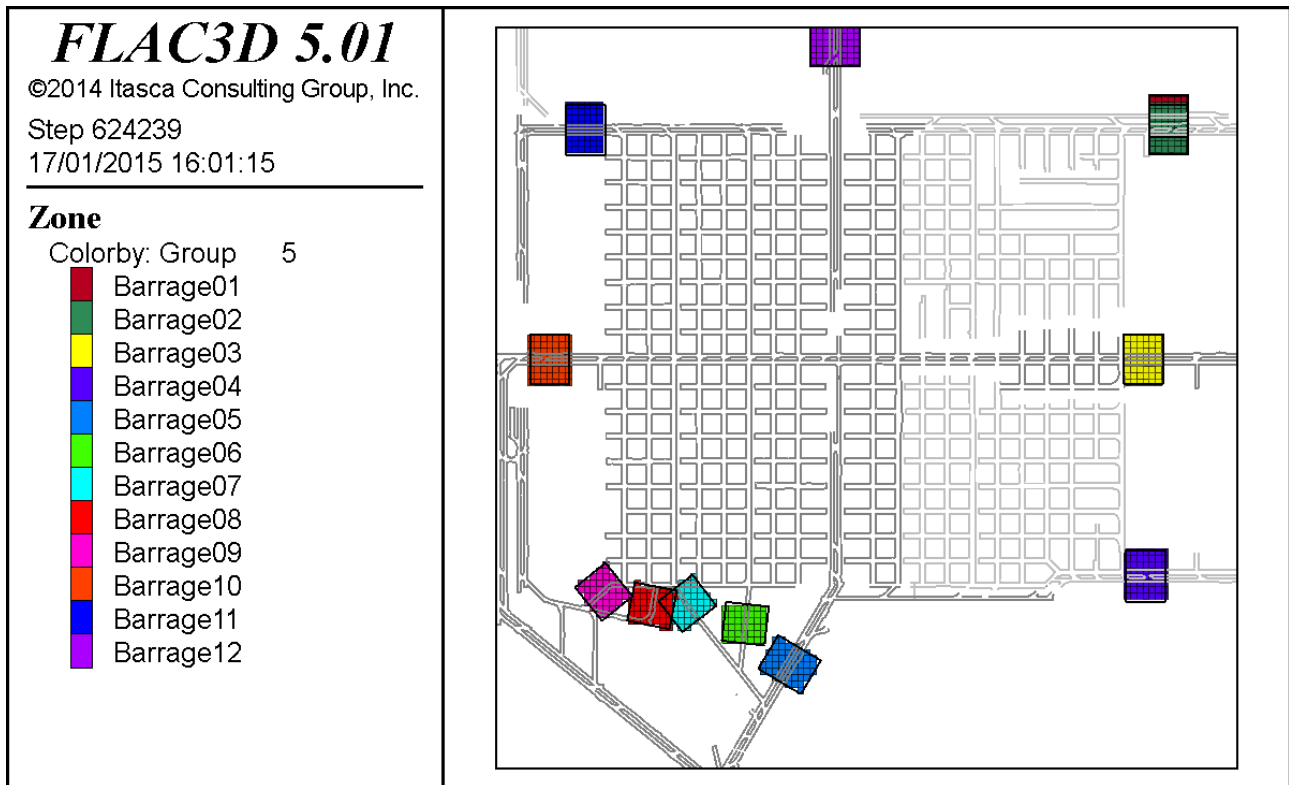


Figure 7-10 : Zones au-dessus des sites des barrages utilisées pour déterminer l'évolution des contraintes verticales au cours du temps.

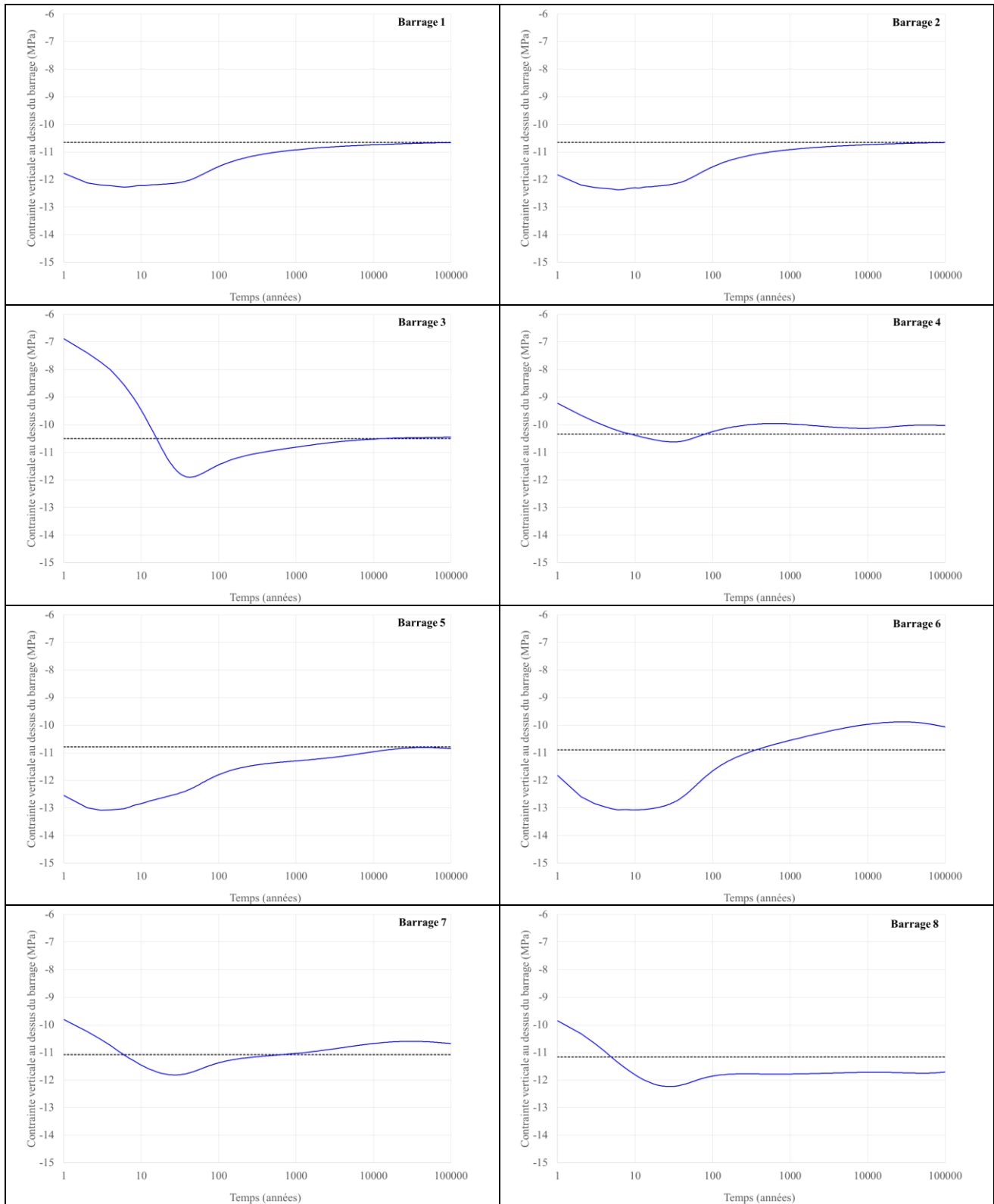


Figure 7-11 : Evolution des contraintes verticales avec le temps sur une période de 100 000 ans, 20 m au-dessus des barrages 1 à 8.

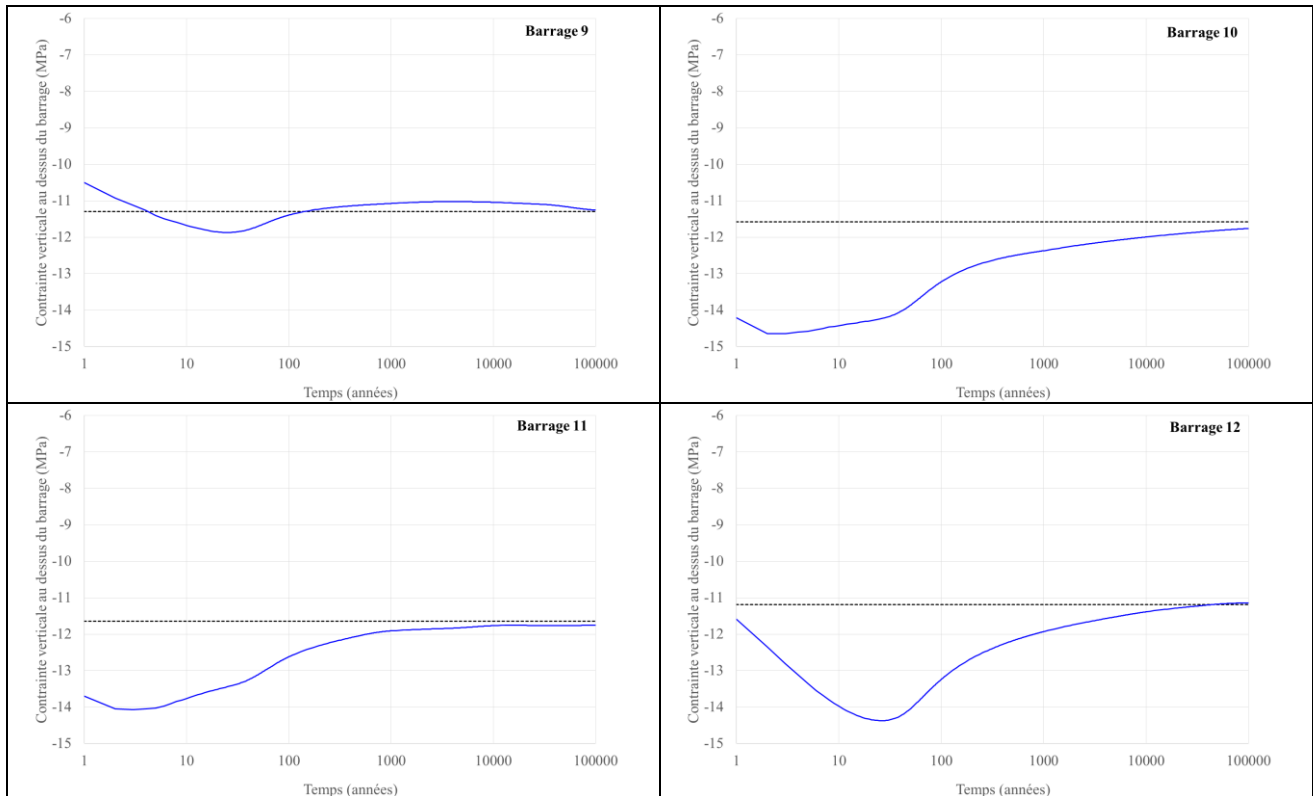


Figure 7-12 : Evolution des contraintes verticales avec le temps sur une période de 100 000 ans, 20 m au-dessus des barrages 9 à 12.

7.2.4. Modèles de comportement

7.2.4.1. Béton Sorel

Il existe un recueil détaillé des propriétés mécaniques des matériaux de construction en béton Sorel, dans lequel de très nombreuses variétés sont prises en compte (par exemple, différentes compositions - agrégat de sel ou de silicate, de béton projeté ou confectionné sur place).

D'après les indications fournies par IfG [8], la résistance en compression simple déduite de plusieurs essais de compression réalisés en laboratoire se situe généralement entre 60 et 80 MPa. La transformation de phase qui a lieu dans le béton lors du passage d'une saumure chargée en MgO (de la phase 5-1-8 en la phase 3-1-8) cause une réduction de la résistance vers des valeurs d'environ 40 MPa. Cette valeur est retenue dans le cadre de cette étude.

Concernant les caractéristiques de déformabilité du béton, le module d'Young est d'environ 15 GPa. Dans la réalité cette valeur pourrait subir une réduction au cours du temps en raison du phénomène de fluage. Afin de prendre en compte cet aspect dans nos calculs, nous considérons une valeur constante et de l'ordre de 10 GPa.

La résistance en traction est choisie égale à 2 MPa.

L'ensemble des propriétés retenues pour la modélisation du béton Sorel est donné en Tableau 7-2. Le modèle de comportement est un modèle élastoplastique parfait, avec un critère de plasticité de Mohr-Coulomb.

Paramètre	
Module d'Young : E	10 GPa
Coefficient de Poisson : ν	0,25
Angle de frottement : φ	30°
Cohésion : c	11,5 MPa
Angle de dilatance : ψ	0°
Masse volumique : ρ	2 260 kg/m ³
Résistance en traction : R_t	2 MPa

Tableau 7-2 : Propriétés du béton Sorel.

7.2.4.2. Appuis en béton standard (C25)

Les appuis en béton confinent le noyau en béton Sorel le long de l'axe du tunnel. Ils servent à garantir la stabilité de l'ensemble du barrage sur le long terme. Sur la base des indications reportées dans le rapport d'Ercosplan [12] sur le type de béton à utiliser, nous avons modélisé les appuis par un béton de classe C25/30. Le modèle de comportement est un modèle élastoplastique parfait, avec un critère de plasticité de Mohr-Coulomb. Les propriétés utilisées sont reportées en Tableau 7-3.

Paramètre	
Module d'Young : E	33 GPa
Coefficient de Poisson : ν	0,25
Angle de frottement : φ	38°
Cohésion : c	6,1 MPa
Angle de dilatance : ψ	10°
Masse volumique : ρ	2 400 kg/m ³
Résistance en traction : R_t	2,1 MPa

Tableau 7-3 : Propriétés du béton C25/30.

Le modèle prend aussi en compte l'évolution du module du béton avec le temps selon la courbe de la Figure 7-13. Cette courbe a été calculée à partir des formulations données en Annexe B de l'Eurocode 2 [13] pour le béton C25/30. Numériquement, le module est modifié tous les 100 cycles de calcul, ce qui permet de suivre avec précision l'évolution recherchée.

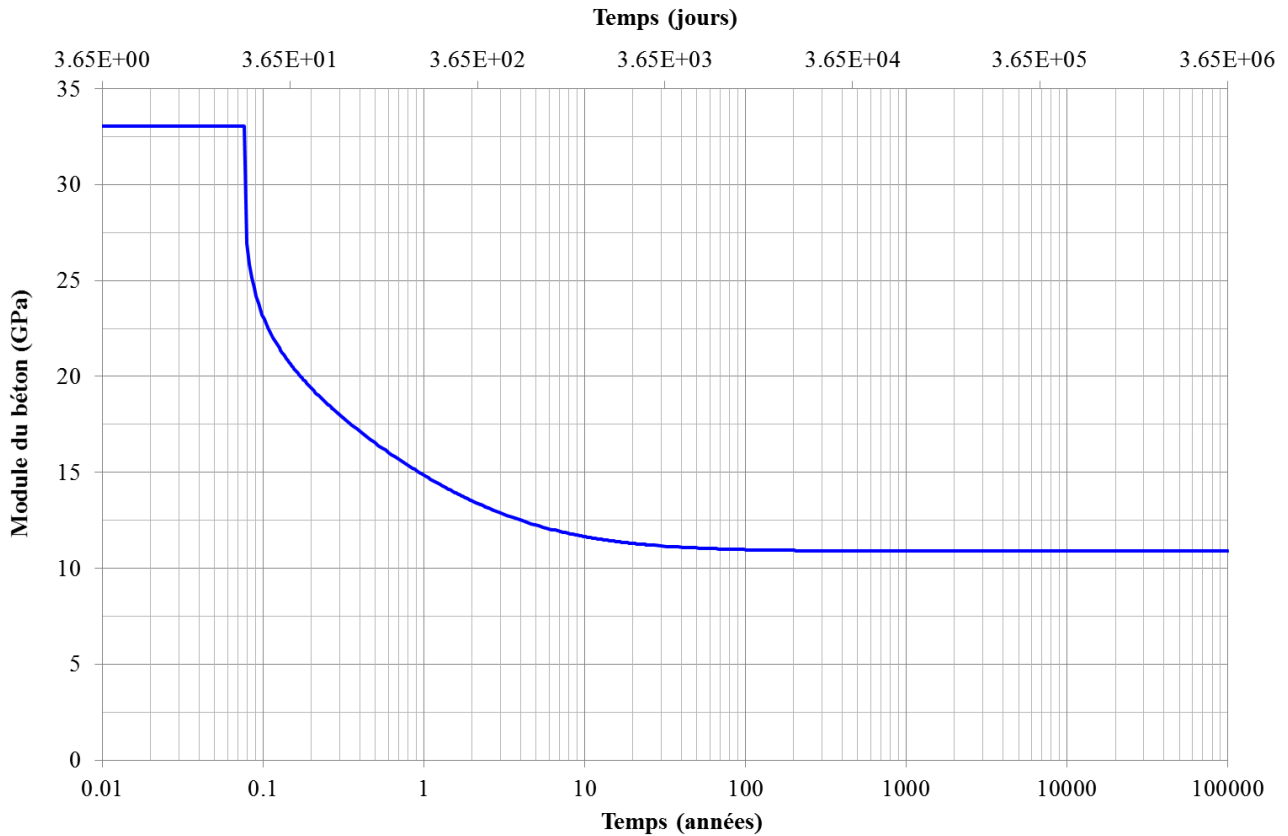


Figure 7-13 : Courbe d'évolution du module du béton C25/30.

Remarque : La valeur retenue pour le module d'Young avant le temps de 28 jours est celle du module d'Young tangent E_c , telle que :

$$E_c = 1,05E_{cm} = 1,05 \cdot 22 \left(\frac{f_{ck} + 8}{10} \right)^{0,3} = 33 \text{ GPa} \quad (26)$$

Où E_{cm} est le module d'Young sécant et f_{ck} la résistance caractéristique du béton à 28 jours (ici, 25 MPa).

7.2.4.3. Havrit de sel

Le havrit de sel du barrage est modélisé en reprenant le modèle de comportement utilisé pour les blocs décollés du toit dans notre première étude pour la détermination des flux potentiels de saumure contaminée [1]. Dans ce modèle, le havrit est viscoélastique, avec les propriétés de la loi de Norton calées pour le sel de Wittelsheim. Comme le havrit est comprimé par les murs de la galerie au cours du fluage, ses propriétés de déformation augmentent en même temps que sa porosité diminue. Le changement de porosité est obtenu en suivant la variation de volume. Le module d'Young est ainsi modifié selon la formule suivante :

$$E_i = E_0 \cdot \exp \left(\frac{\ln \frac{E_i}{E_0}}{\frac{V_i - V_0}{V_1 - V_0}} \right) \quad (27)$$

Où :

- V_0 : volume initial des éléments volumiques représentant le havrit (correspondant à une porosité initiale n de 50%) ;
- V_i : volume actuel des éléments volumiques représentant le havrit ($10\% < n < 50\%$) ;

- V_1 : volume final pouvant être atteint par les éléments volumiques représentant le havrit (porosité $n = 10\%$). Cette condition correspond à la compaction maximale du havrit ;
- E_0 : Module de Young initial du havrit ($E = 2,5$ MPa);
- E_i : Module de Young actuel du havrit ($2,5 < E < 2\,500$ MPa);
- E_1 : Module de Young final du havrit ($E = E_{\text{salt}}/10 = 2\,500$ MPa).

L'évolution du module de Young est représentée en Figure 7-14.

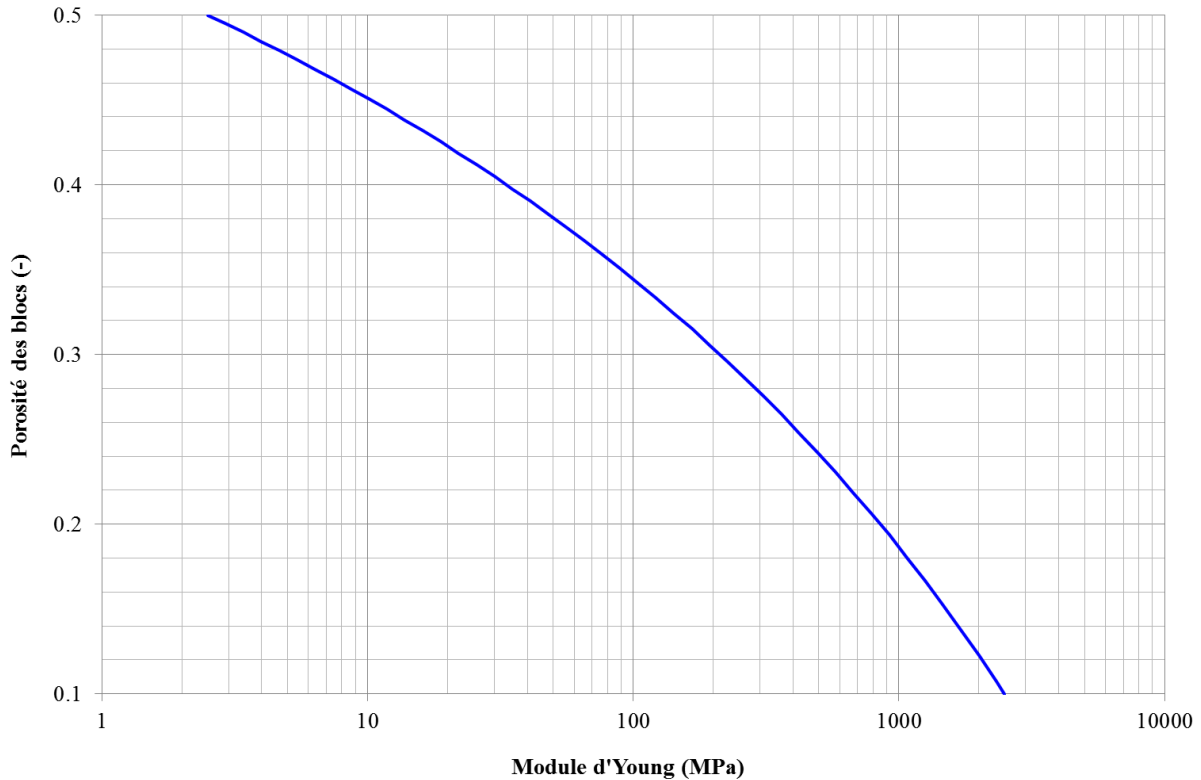


Figure 7-14 : Evolution du module d'Young du havrit du barrage avec la porosité.

Le coefficient de Poisson est considéré comme étant constant et faible (0.05) afin de bien simuler la compaction volumique.

7.2.5. Interfaces

Des éléments d'interface sont disposés entre les différents matériaux du barrage et le sel encaissant suite à la mise en place du barrage dans le modèle (18 années de fluage après l'excavation du stockage).

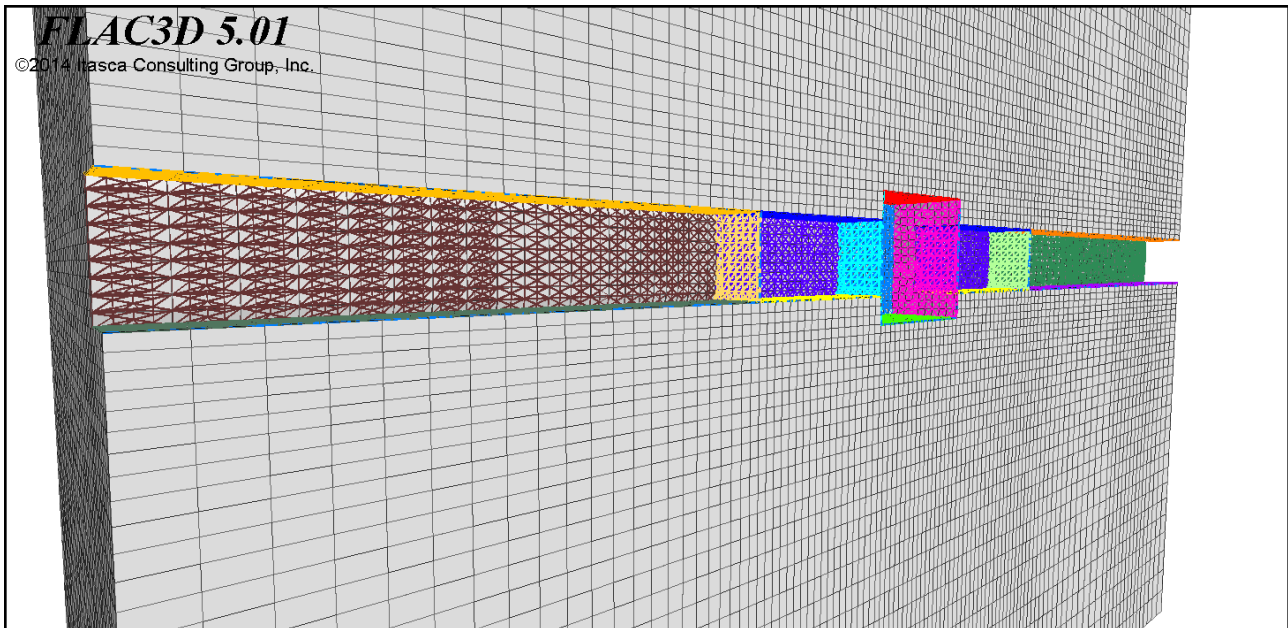


Figure 7-15 : Position des interfaces autour du barrage (pour simplifier la visualisation, seules les interfaces de la partie gauche du barrage sont montrées).

Le modèle de comportement régissant les interfaces est un modèle élastoplastique parfait de type Coulomb, défini par un module de rigidité dans la direction normale k_n et en cisaillement k_s , un angle de frottement φ et une cohésion c . Les valeurs des modules de rigidité de l'interface affectent directement les temps de calculs. Elles doivent être assez fortes pour que, dans le domaine élastique, les déplacements relatifs de l'interface soient faibles en regard des déplacements dus aux déformations des matériaux. Néanmoins, une valeur trop forte rallonge les calculs. Les valeurs retenues dans cette étude sont données en Tableau 7-4. Comme on peut le voir, des valeurs plus faibles sont choisies pour les interfaces avec le havrit de sel du barrage et les interfaces avec le coulis de remplissage. En effet, compte tenu de leur faible raideur initiale, l'utilisation d'une raideur plus importante donnerait lieu dans la phase initiale du calcul à des forces de contact très fortes par rapport au module de ces matériaux, ce qui conduirait à des déformations excessives des zones des havrits et du coulis et donc à l'arrêt du calcul.

Interfaces Sel / Béton Sorel, Sel / Béton standard, Béton Sorel / Béton standard	
Module de rigidité normal : k_n	50 GPa/m
Module de rigidité en cisaillement : k_s	50 GPa/m
Angle de frottement : φ	20°
Cohésion : c	0
Interfaces Sel / Coulis, Béton standard / Coulis	
Module de rigidité normal : k_n	5 GPa/m
Module de rigidité en cisaillement : k_s	5 GPa/m
Angle de frottement : φ	20°
Cohésion : c	0
Interfaces Sel / Havrit, Béton standard / Havrit	
Module de rigidité normal : k_n	0,5 GPa/m
Module de rigidité en cisaillement : k_s	0,5 GPa/m
Angle de frottement : φ	20°
Cohésion : c	0

Tableau 7-4 : Propriétés des interfaces.

7.3. Etapes de la modélisation

Dans un premier temps, la géométrie du modèle est définie et les contraintes sont initialisées dans le massif de sel. L'état initial de contraintes diffère de l'état du massif vierge, celui-ci ayant été modifié par l'excavation des vides miniers sus-jacents. Il correspond à l'état des contraintes au droit du barrage avant l'excavation du stockage.

La simulation est ensuite réalisée selon le schéma suivant :

1. **Excavation de la galerie**, en utilisant la méthode de déconfinement (avec des taux de déconfinement de 20, 40, 60, 80 et 100%) et en recherchant l'équilibre mécanique à chaque pas de déconfinement ;
2. **Fluage sur une période de 18 années** (Figure 7-16) ;
3. **Surcreusement du tunnel au droit du barrage**. Le fluage est arrêté et un surcreusement de 0,9 m est réalisé au droit du futur barrage pour éliminer les parties du sel les plus endommagées. Par ailleurs, nous réalisons aussi le creusement du pilier central au droit du barrage pour permettre ensuite la mise en place du barrage double (Figure 7-17). Dans la réalité cette liaison entre les galeries doubles est déjà présente à partir de l'excavation du stockage. Il reste que la réalisation de la liaison ce moment représente une hypothèse conservatrice du point de vue de la variation de l'état de contrainte induit dans le sel et donc sur la perméabilité du massif. Un nouvel état d'équilibre mécanique est recherché ;
4. **Mise en place du barrage**. Le fluage est arrêté et les différentes composantes du barrage sont mises en place dans le tunnel (Figure 7-18). Des interfaces sont introduites entre les différents matériaux et le sel du massif. Le coulis de remplissage est introduit en même temps dans la partie de la galerie située en-deçà du barrage (côté interne du stockage). Un nouvel état d'équilibre mécanique est recherché ;
5. **Simulation du fluage sur le long terme** (52 460 années, ce qui correspond à la date d'ennoyage du stockage dans le cas des barrages en béton Sorel). Notons que les résultats de cette simulation ne sont valides que jusqu'à 240 ans, moment où la saumure arrive en face des barrages. A partir de ce moment, une simulation rigoureuse devrait aussi prendre en compte l'effet de la saumure sur les matériaux du barrage, en particulier du gonflement du béton Sorel suite à sa transformation de phase. Toutefois, comme nous le présenterons dans le Paragraphe 7.4, les résultats des simulations montrent déjà une très faible perméabilité du sel avant l'arrivée de la saumure (perméabilité du sel inférieure à 10^{-21} m² au droit du noyau du barrage). La simulation du gonflement du béton Sorel amènerait à un confinement supplémentaire du sel et donc à une réduction supplémentaire des perméabilités. Les calculs « sans gonflement » sont donc pessimistes du point de vue de l'évolution des contraintes dans le sel qui entoure le barrage.

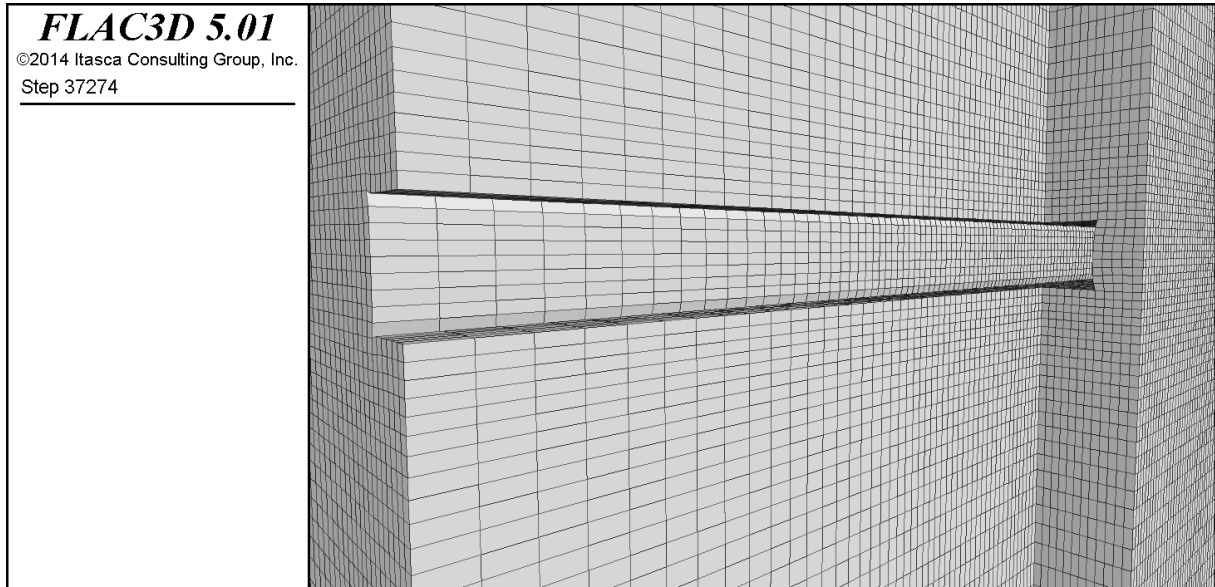


Figure 7-16 : Excavation de la galerie et fluage sur une période de 18 ans.

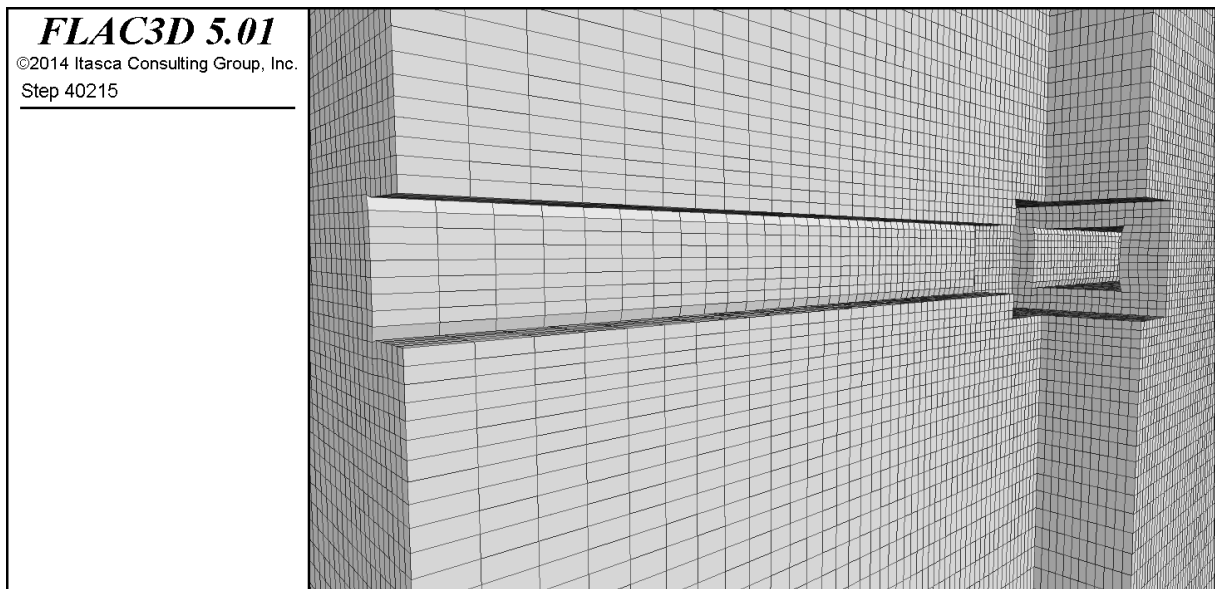


Figure 7-17 : Surcreusement de la galerie au droit du futur barrage.

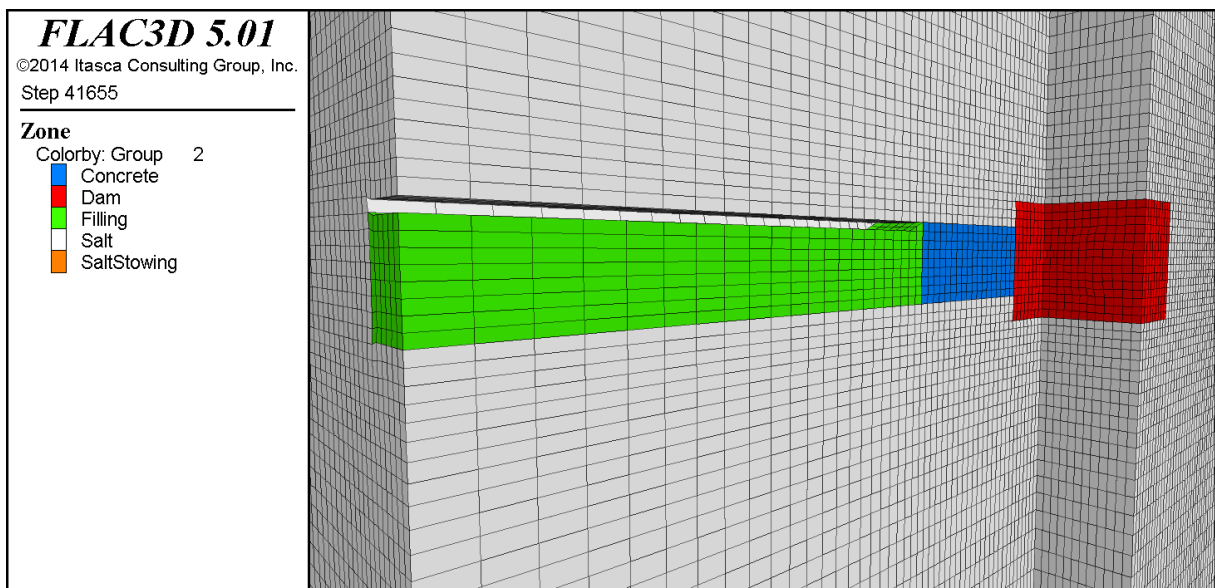


Figure 7-18 : Mise en place du barrage double et du coulis de remplissage dans la galerie.

7.4. Résultats des simulations

Trois modèles sont analysés, prenant en compte trois longueurs différentes des appuis en béton standard mis en place de part et d'autre du noyau en béton Sorel. Pour chaque modèle, les résultats suivants sont présentés en fonction du temps :

- Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel ;
- Champ de perméabilité du sel autour de l'excavation dans une coupe verticale parallèle à l'axe du tunnel ;
- Champ de perméabilité du sel autour de l'excavation dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel et située au milieu du noyau de bentonite.

L'ensemble des résultats est présenté du Paragraphe 7.4.1 au Paragraphe 7.4.3, respectivement pour les cas d'une longueur des appuis en béton de 6, 3 et 0 m.

Concernant les résultats en terme de perméabilité, les contours montrés utilisent une échelle logarithmique. Ainsi la valeur -21 correspond à une perméabilité de 10^{-21} m². De plus, les zones en blanc visibles dans certaines figures indiquent les régions du sel ayant des valeurs de perméabilité calculée inférieures à 10^{-21} m² (perméabilité initiale du sel).

Le champ de perméabilité avant la mise en place du barrage (18 ans de fluage) est uniforme le long de l'axe du tunnel et présente des valeurs de l'ordre de 10^{-14} m² près des parois de l'excavation. On observe aussi une perméabilité « numérique » plus forte en toit et en mur de la galerie qu'en parement. En effet, à cause de la géométrie d'excavation, le sel situé au toit et au radier subit un déconfinement plus important.

Le fluage du sel sur le long terme amène à la fermeture progressive des vides restants dans la galerie (au-dessus du coulis de remplissage et au-delà de la partie comblée par les havrits de sel). Cette refermeture permet un reconfinement du sel situé en champ proche, et donc une augmentation de sa contrainte moyenne. D'après la formulation de Stormont (cf. Equation (24)), ceci se traduit par une diminution des perméabilités.

L'état des modèles à partir de 50 ans de fluage (32 ans après la mise en place des barrages) montre déjà des valeurs de perméabilité nettement plus faibles, généralement inférieures à 10^{-21} m² pour la coupe verticale située au milieu du noyau en bentonite (Figure 7-26, Figure 7-32 et Figure 7-38). Les résultats dans la section verticale passant par l'axe du tunnel montrent une perméabilité faible autour de la partie du barrage en bentonite et en béton. Au contraire, le sel autour de la partie du barrage en havrit de sel et de la partie de la galerie remplie par le coulis de remplissage présente des valeurs plus élevées. Deux effets expliquent cette différence. 1) les vides résiduels dans la galerie ne sont pas encore complètement refermés et (2) la forte compressibilité des havrits et du coulis retardent le reconfinement du sel avoisinant. Il reste que le fluage sur des temps plus importants permet aussi le reconfinement de ces parties du sel. Comme le montrent la Figure 7-25, la Figure 7-31 et la Figure 7-37, à partir de 10 000 ans toutes les valeurs de perméabilité du sel dans la coupe verticale au niveau de l'axe de la galerie sont revenues en-deçà de 10^{-19} m², ce qui correspond à la perméabilité du béton Sorel prise en compte dans notre étude.

Compte tenu de la perméabilité du béton Sorel, ces premiers résultats permettent de considérer le sel entourant le noyau du barrage comme étanche. En effet, la perméabilité du sel au moment de l'arrivée de la saumure devant les barrages (240 ans dans le cas le plus pessimiste) reste d'environ deux ordres de grandeur inférieure à celle du noyau sur une longueur de 17 m dans le cas d'une longueur des appuis en béton standard de 6 m. Cette longueur est réduite à 11 m dans le cas d'une longueur des appuis de 3 m, et à 5 m dans le cas où les appuis ne sont pas mis en place. L'envahissement du stockage par la saumure ne peut donc avoir lieu que par l'écoulement de la saumure à travers le barrage.

Notons encore que les figures donnant les champs de perméabilité montrent de manière générale une légère augmentation des valeurs de perméabilité du sel autour du noyau, de 10^{-21} à $3 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$ à partir de 100 ans environ (de -21 à -20,5 en échelle logarithmique). Cela est lié principalement à deux aspects :

- Le changement des conditions à la limite supérieure du modèle. Comme le montre la Figure 7-11, la contrainte verticale imposée en toit du modèle (évolution au droit du barrage #4) présente une diminution des valeurs à partir de 100 ans environ, ce qui se traduit par une réduction de la contrainte moyenne dans les zones du modèle (et donc une augmentation de la perméabilité) ;
- La mise en place du coulis de remplissage dans les galeries n'est faite que sur 90% de leur volume. De plus, la partie comblée par les havrils de sel présente initialement un module très faible (2,5 MPa). De ce fait, l'ensemble béton standard / béton Sorel représente initialement un « point dur » le long de l'axe du tunnel. La contrainte verticale dans le sel autour de cette partie devient donc rapidement plus importante que la contrainte lithostatique, ce qui explique la réduction rapide de la perméabilité observée autour du barrage. Ensuite, la fermeture du vide au-dessus du coulis et la mise en compression progressive des havrils (ce qui cause une augmentation de leur module) permet une redistribution de la contrainte verticale le long de l'axe du tunnel avec un relâchement de la contrainte au droit du noyau en béton Sorel. Cela se traduit donc par une faible ré-augmentation des valeurs de perméabilité dans le sel avoisinant.

Il reste que l'utilisation de la loi de Stormont pour le calcul des valeurs de perméabilité n'est valable que pour le sel endommagé puis reconfiné. De fait, le sel autour de la galerie subit un endommagement initial à cause de l'excavation, puis un reconfinement à partir du moment de la mise en place du barrage. Compte tenu de l'état de contrainte atteint, le sel environnant cicatrise complètement dans les siècles suivant l'installation du barrage. Le changement limité des conditions aux limites (ainsi que la redistribution de la contrainte verticale au-dessus de la galerie) causant la réduction de l'état de contrainte observée, ne peut pas produire un ré-endommagement du sel, celui-ci restant toujours confiné par le barrage. Il s'agit simplement d'une relaxation de la contrainte au droit du barrage. En conséquence, une fois le sel cicatrisé ($k = 10^{-21} \text{ m}^2$), la perméabilité ne peut pas se réduire, même pour un état de contrainte inférieur à l'état initial du sel vierge.

L'ensemble des calculs montre donc que du point de vue de la perméabilité du sel, il n'est pas nécessaire de rajouter une longueur minimum de béton standard de part et d'autre du noyau en béton Sorel. Toutefois, si nous considérons le problème du point de vue de la stabilité mécanique du noyau, nous pouvons observer que l'absence des appuis cause une concentration des contraintes dans les coins du noyau, ce provoque la plastification de ces régions du barrage (Figure 7-21). Ces plastifications se traduisent dans la réalité par l'apparition de fractures dans le matériau. Elles peuvent donc créer des voies préférentielles pour l'entrée de la saumure dans le stockage, réduisant ainsi la fonction de confinement des barrages. Au contraire, dans le cas d'une longueur des appuis en béton standard de 3 m et de 6 m, aucune plastification ne survient dans le béton Sorel (Figure 7-20 et Figure 7-19).

A noter que les mêmes états de plastification sont aussi observés à 240 ans, moment de l'arrivée de la saumure devant les barrages.

Compte tenu de cette observation, il est donc prudent prendre en compte une longueur des appuis de 3 m dans le design des barrages du site de StocaMine. Cela permet de garantir l'étanchéité du sel ainsi que la stabilité de l'ensemble du barrage.

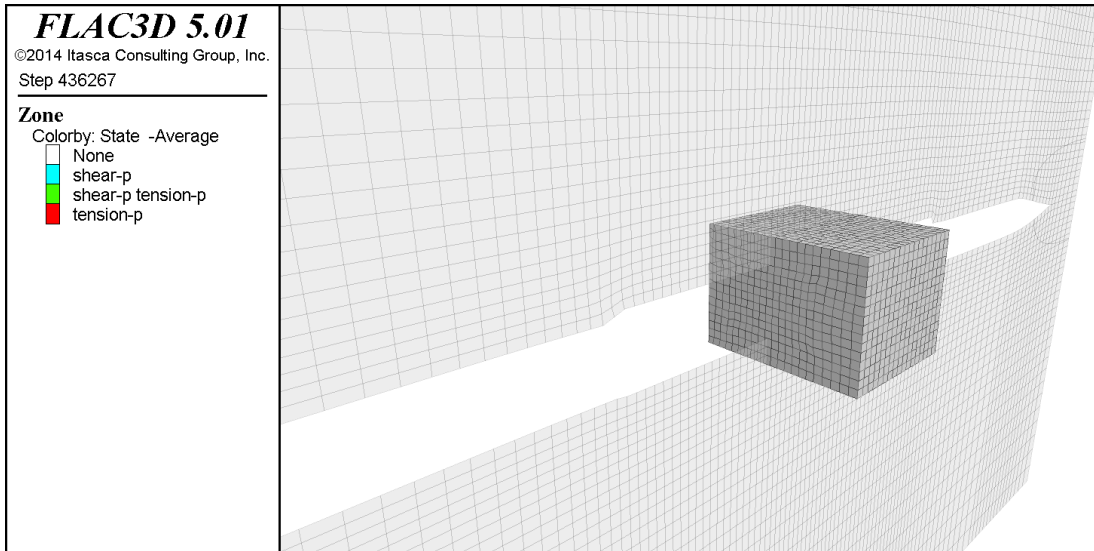


Figure 7-19 : Etat de plastification du noyau en béton Sorel à 52 460 ans dans le cas d'une longueur des appuis en béton standard de 6 m.

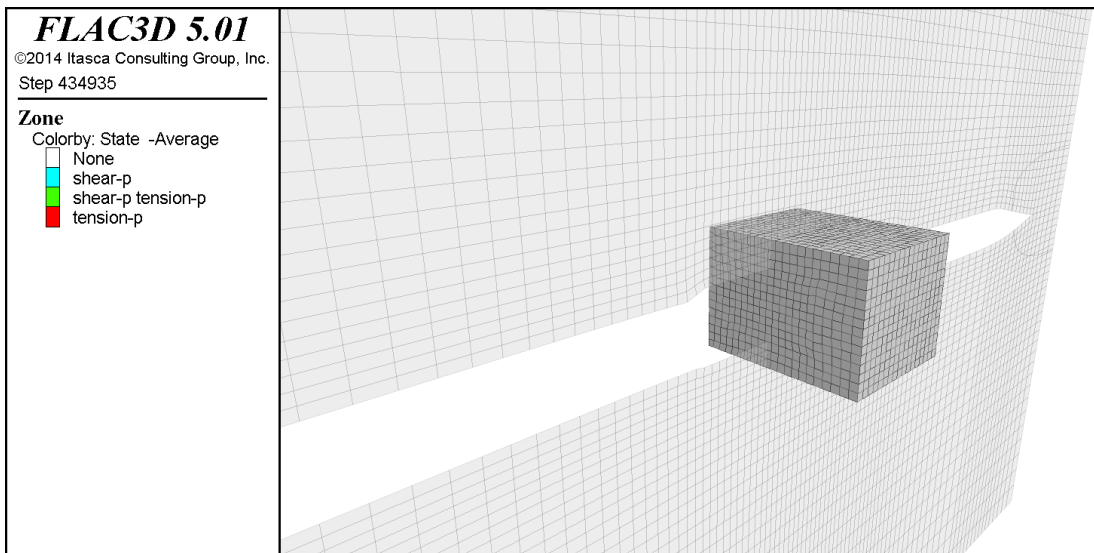


Figure 7-20 : Etat de plastification du noyau en béton Sorel à 52 460 ans dans le cas d'une longueur des appuis en béton standard de 3 m.

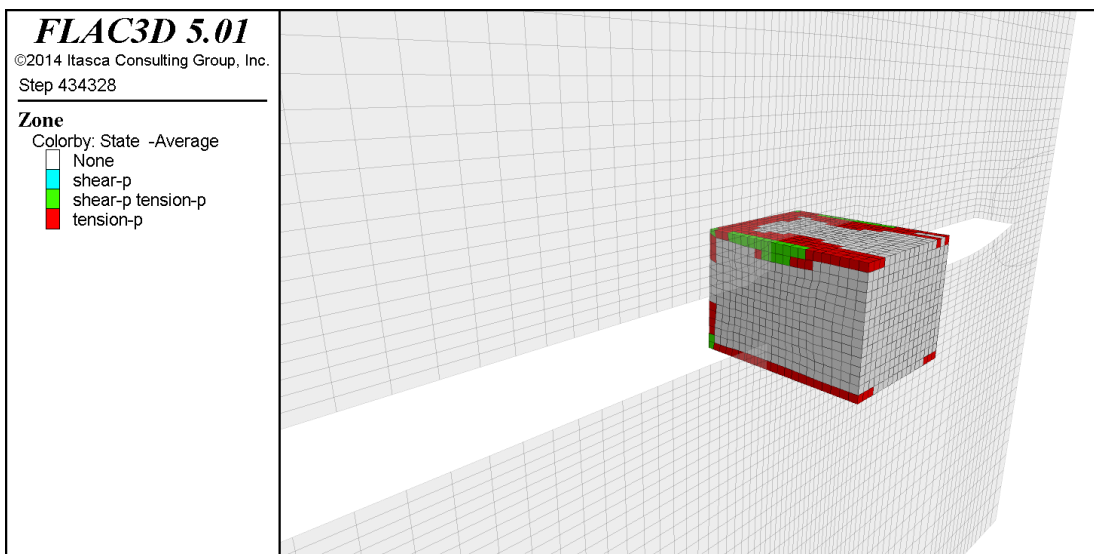


Figure 7-21 : Etat de plastification du noyau en béton Sorel à 52 460 ans dans le cas où les appuis en béton standard ne sont pas mis en place.

7.4.1. Longueur des appuis en béton standard, L = 6 m

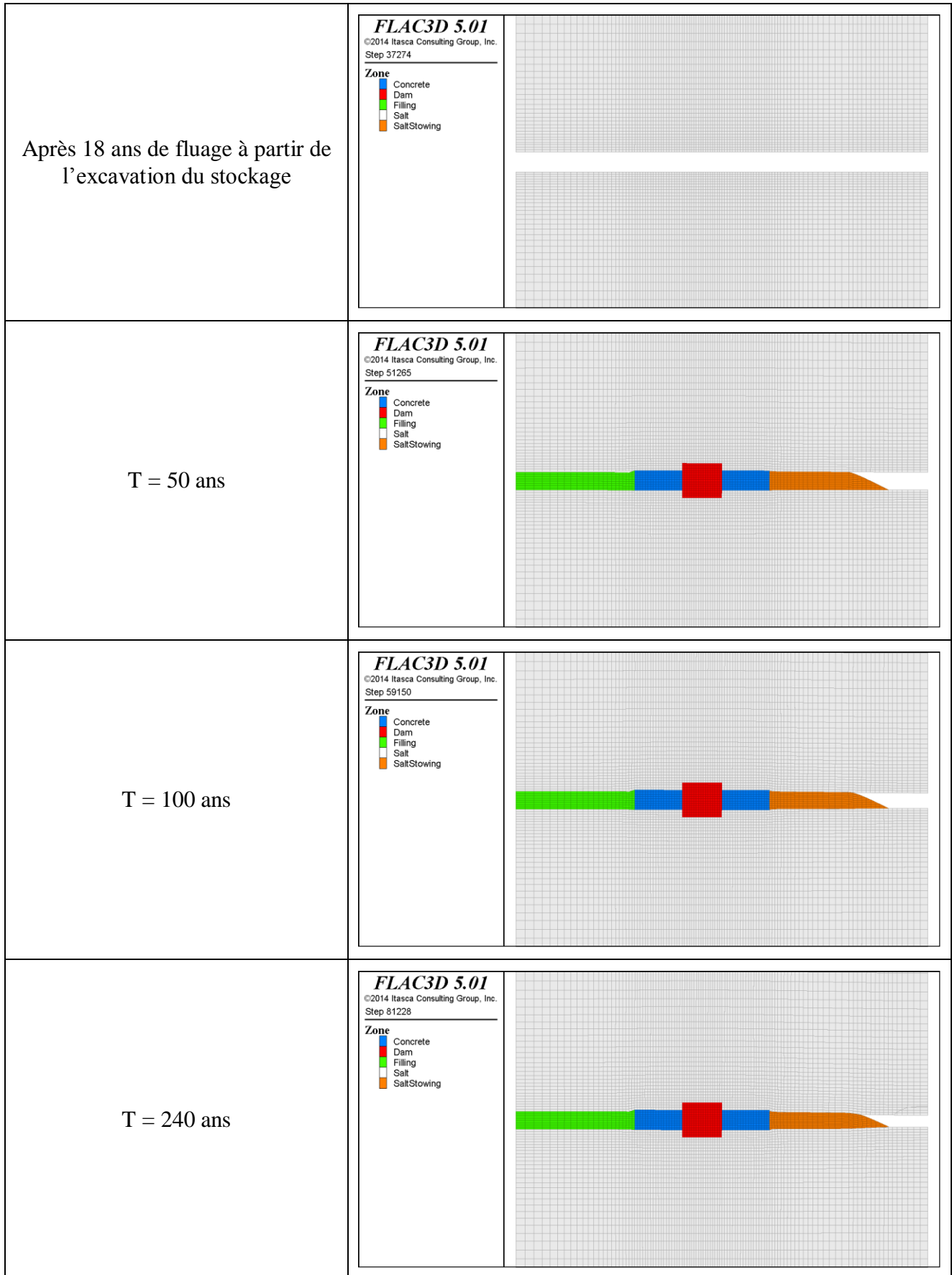


Figure 7-22 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans.

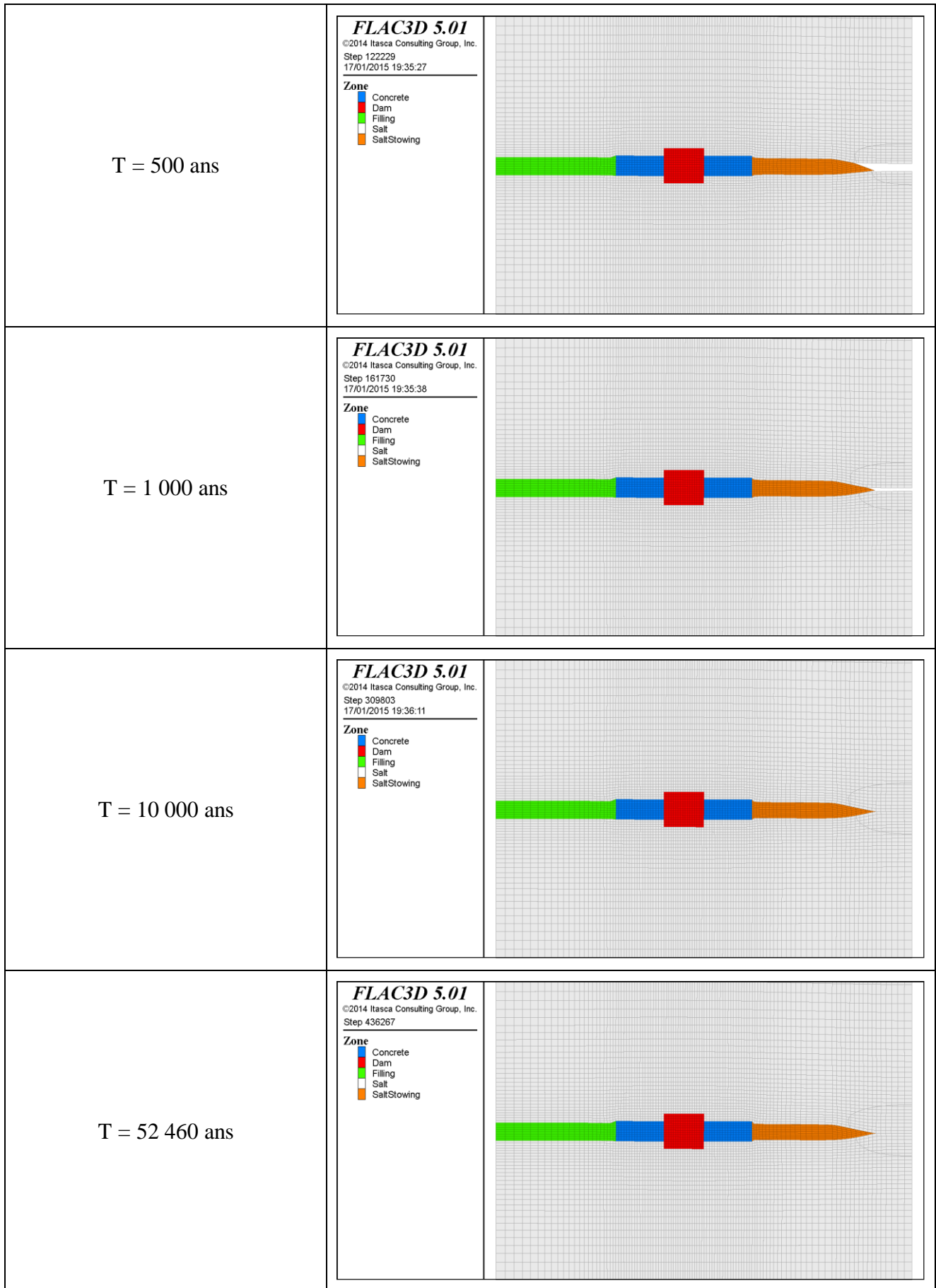


Figure 7-23 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans.

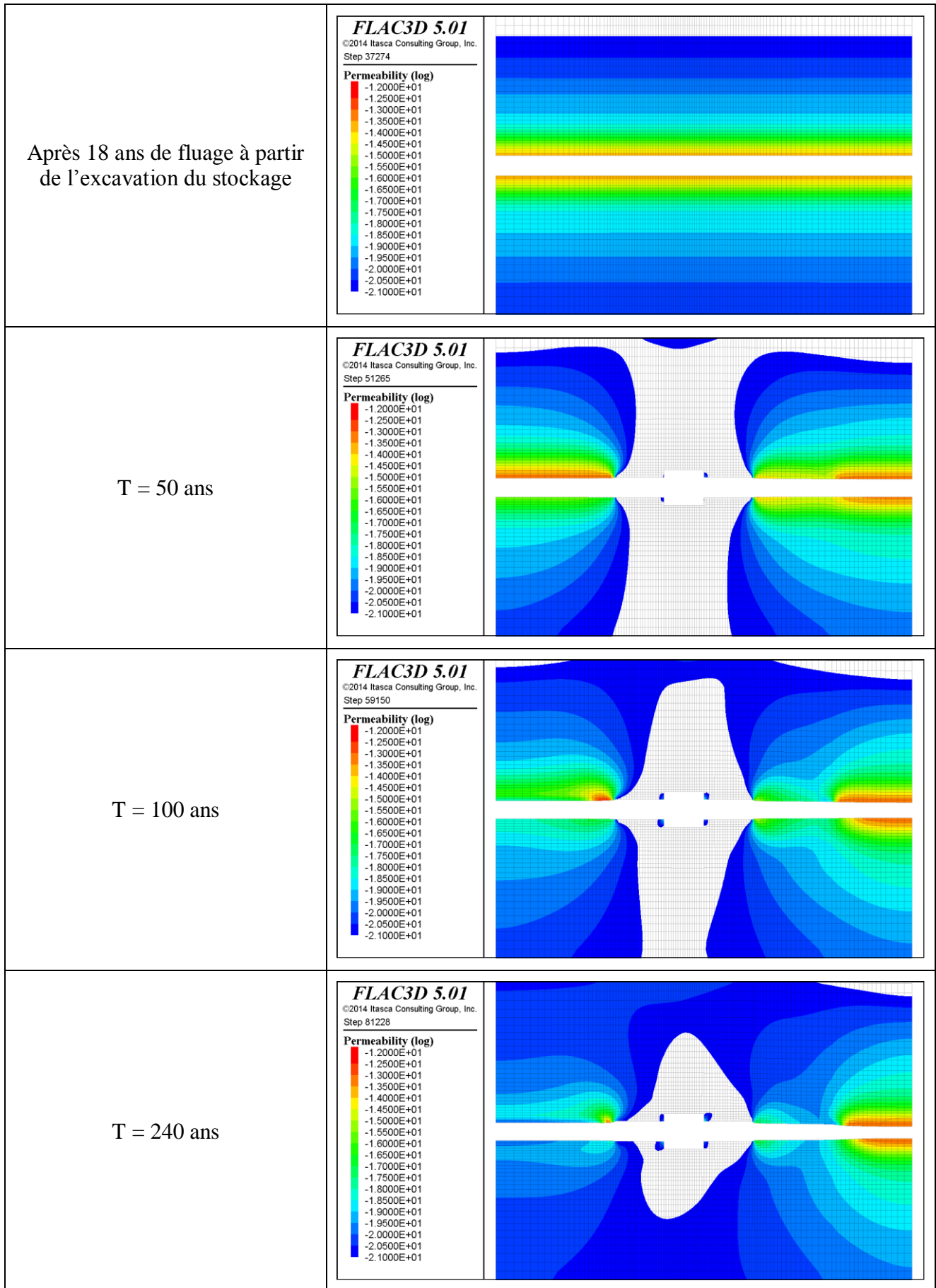


Figure 7-24 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans.

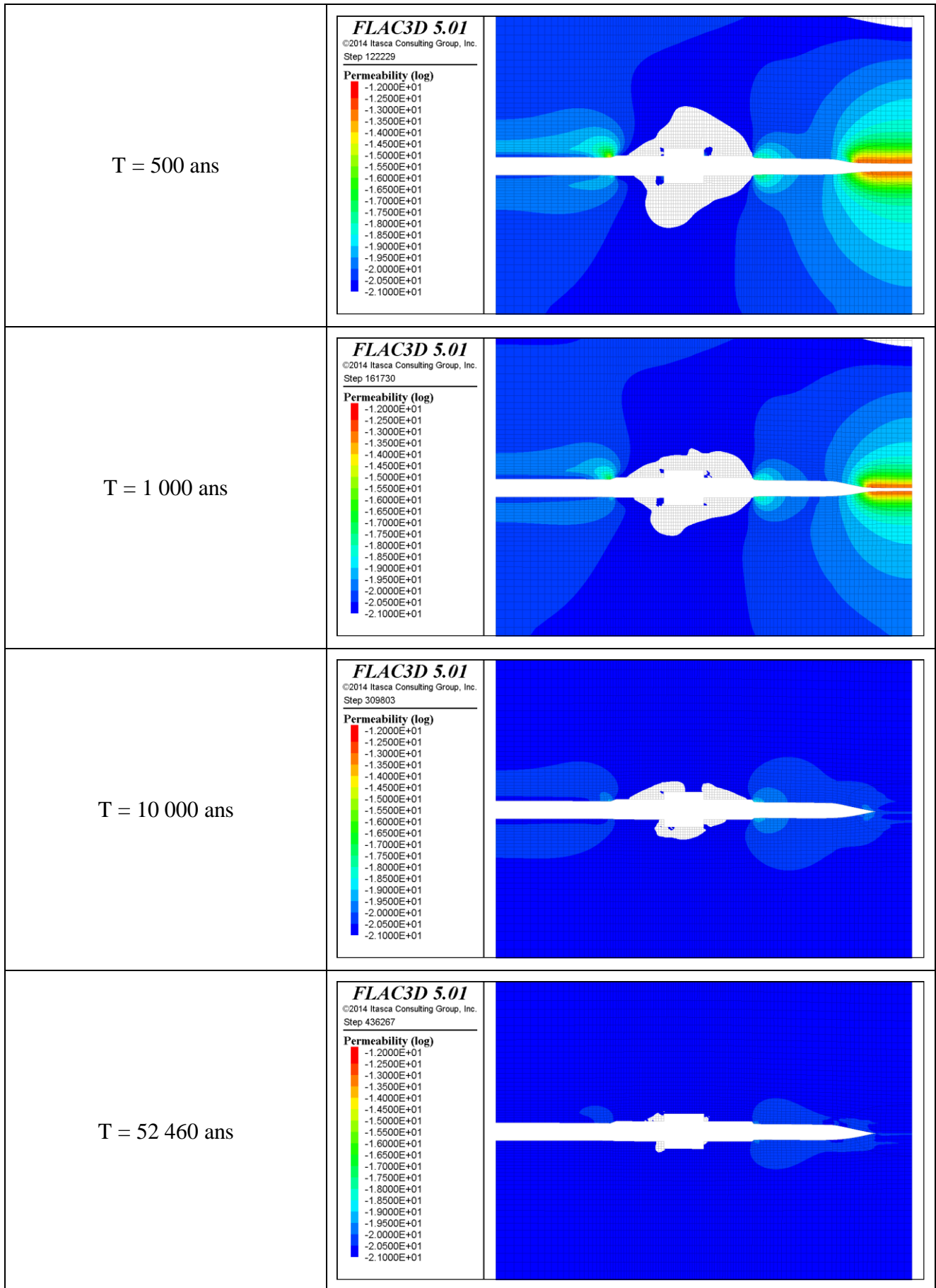


Figure 7-25 : Longueur des appuis en béton, L = 6 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans.

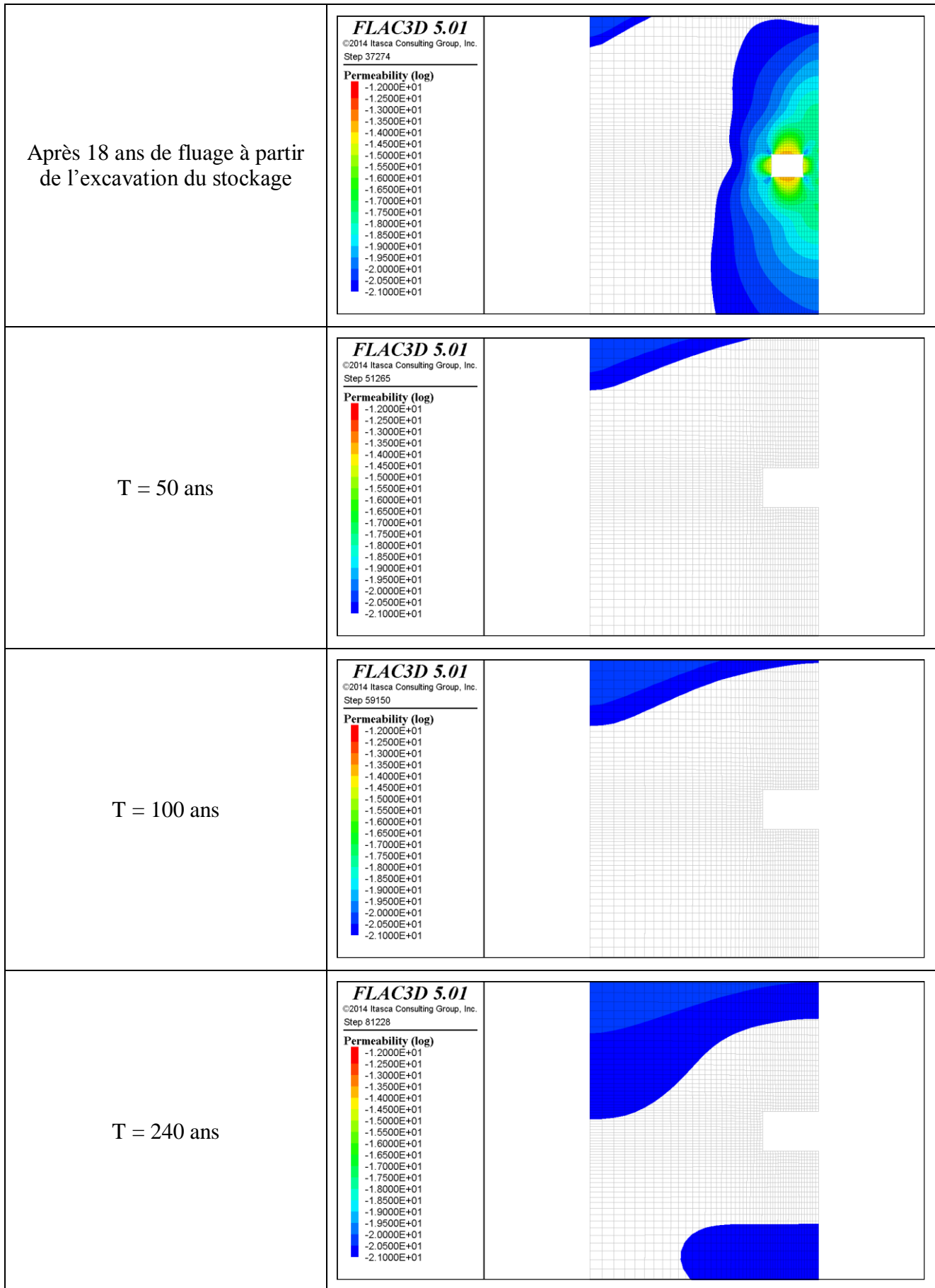


Figure 7-26 : Longueur des appuis en béton, $L = 6$ m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – $T = 18-240$ ans.

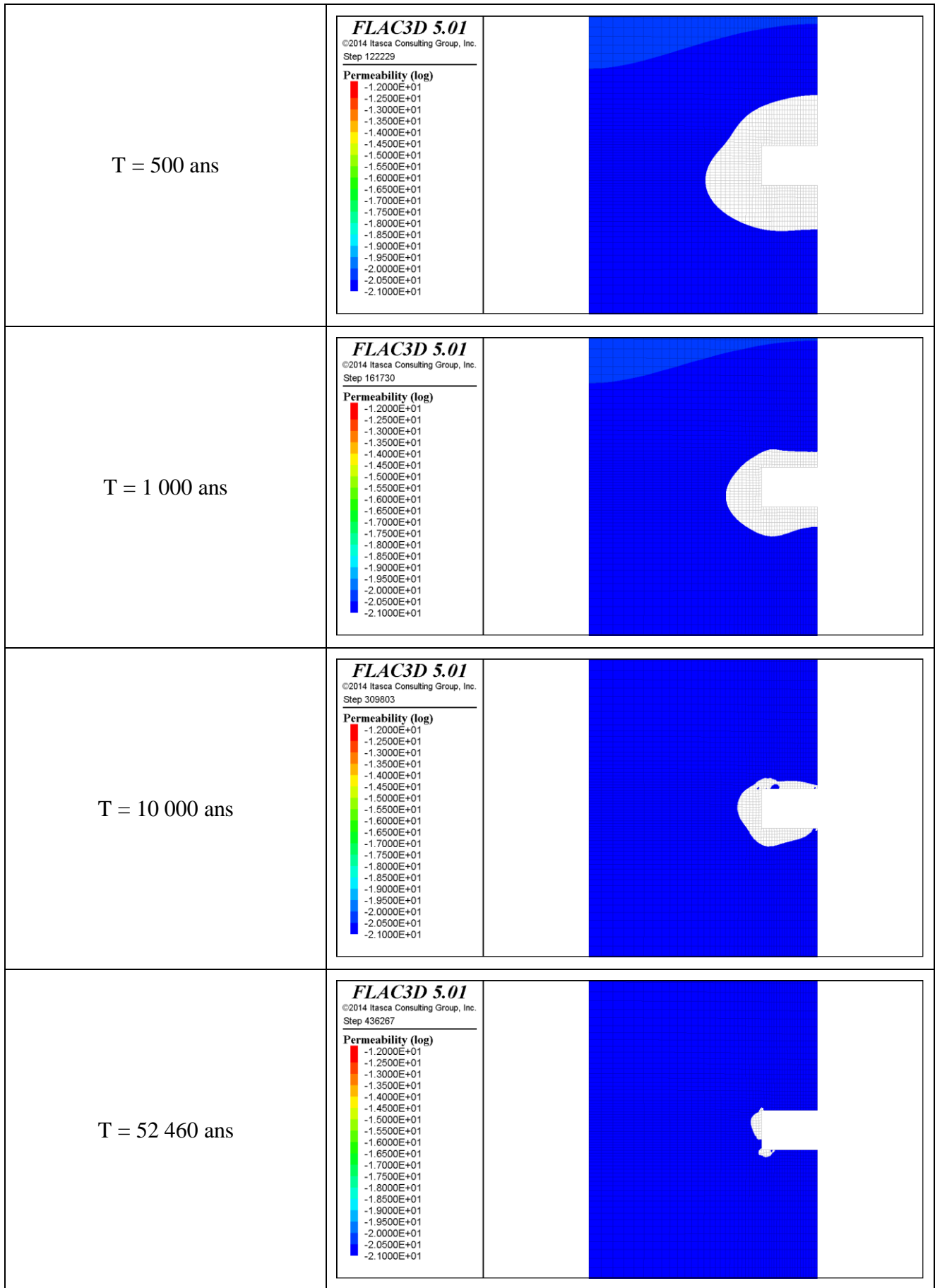


Figure 7-27 : Longueur des appuis en béton, $L = 6$ m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – $T = 500-52460$ ans.

7.4.2. Longueur des appuis en béton standard, L = 3 m

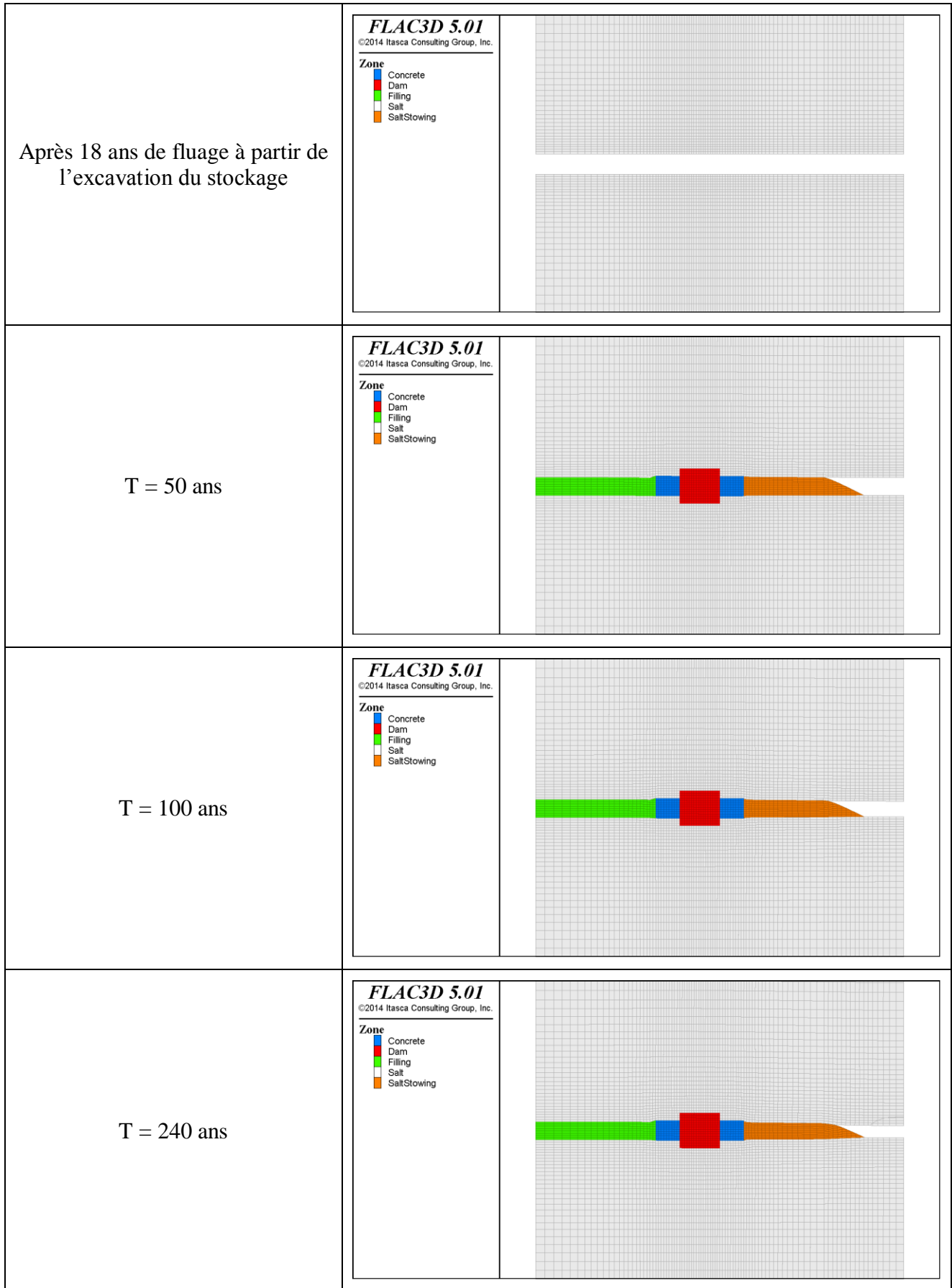


Figure 7-28 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans.

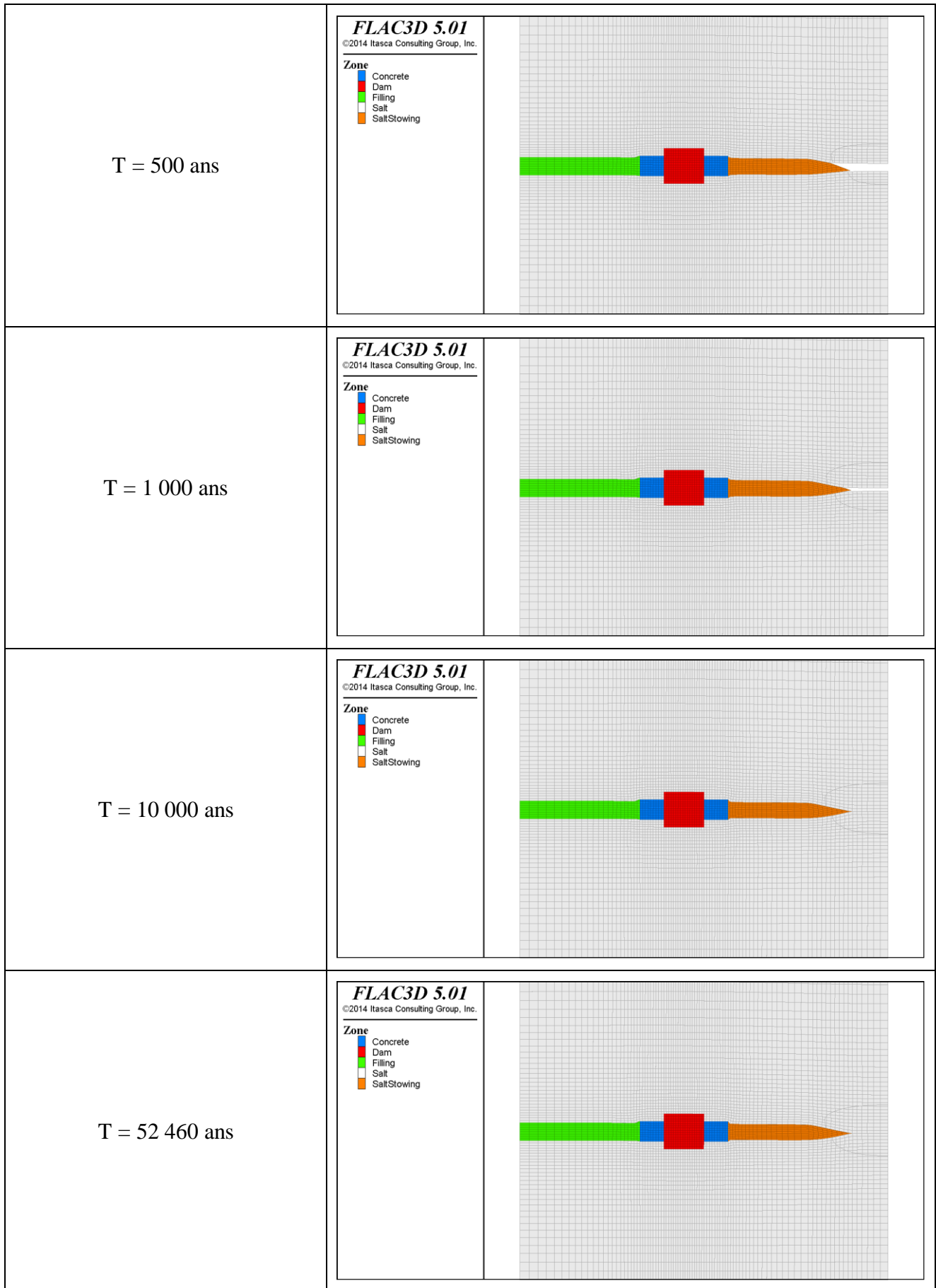


Figure 7-29 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans.

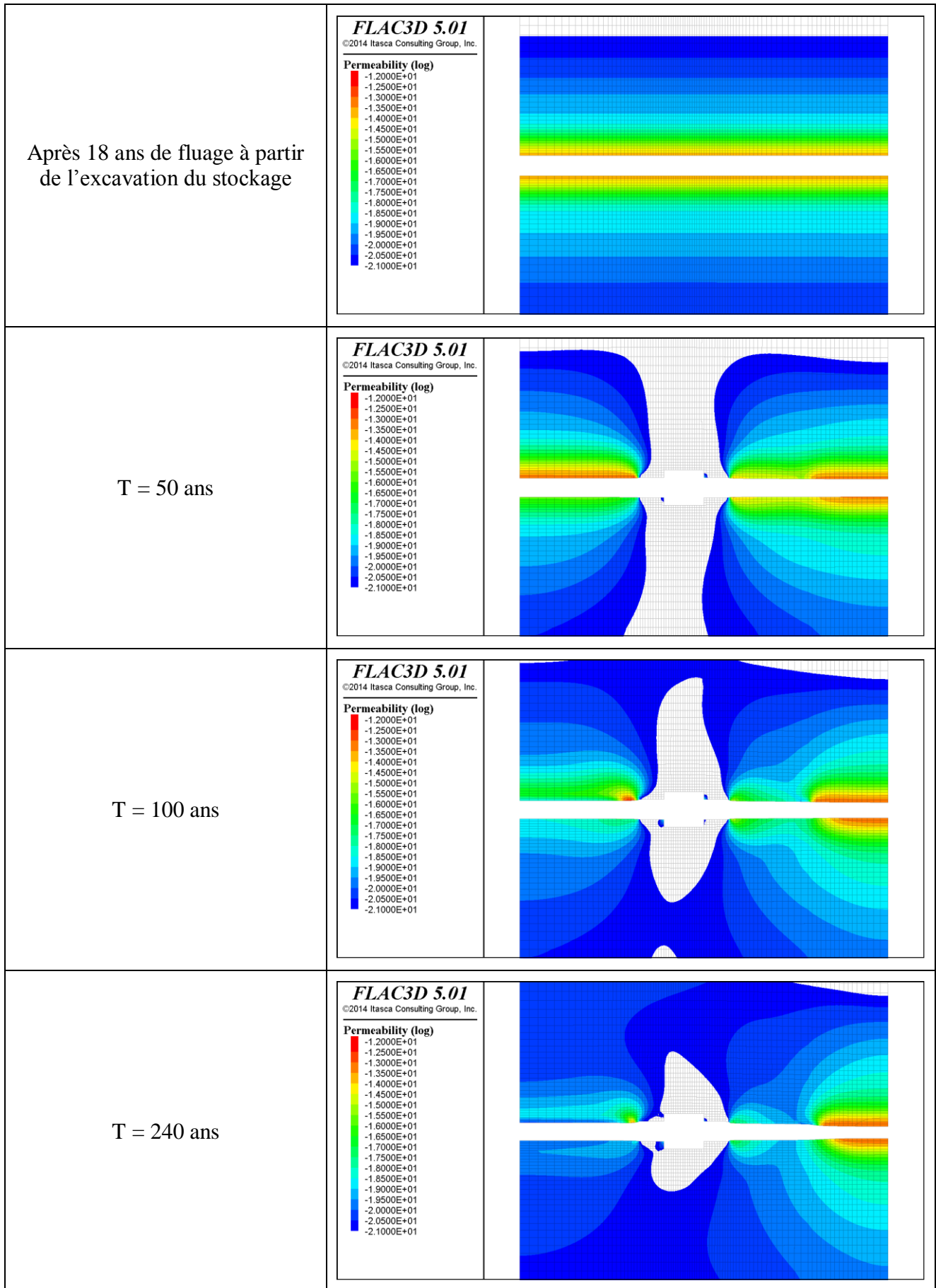


Figure 7-30 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans.

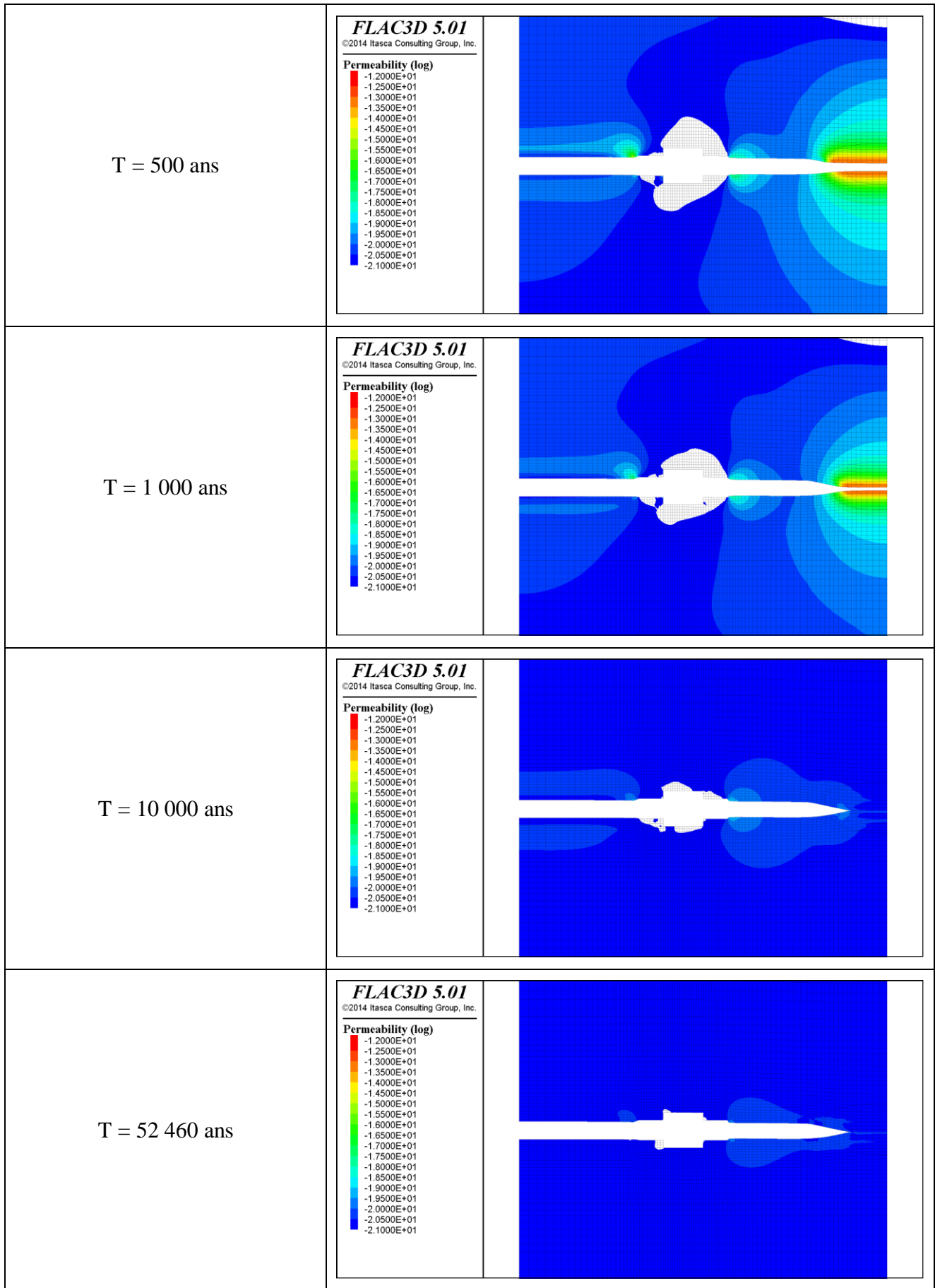


Figure 7-31 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans.

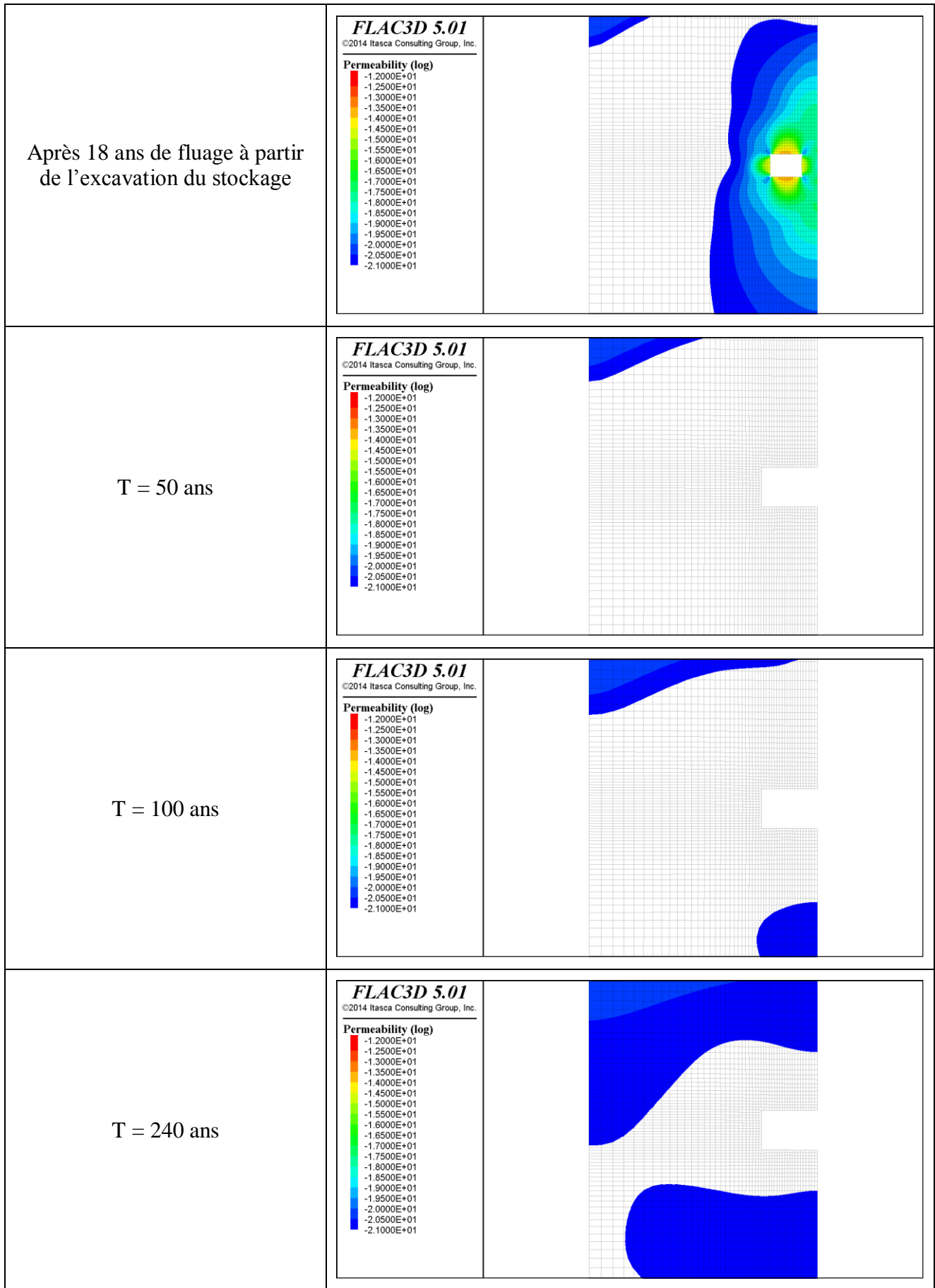


Figure 7-32 : Longueur des appuis en béton, $L = 3$ m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – $T = 18-240$ ans.

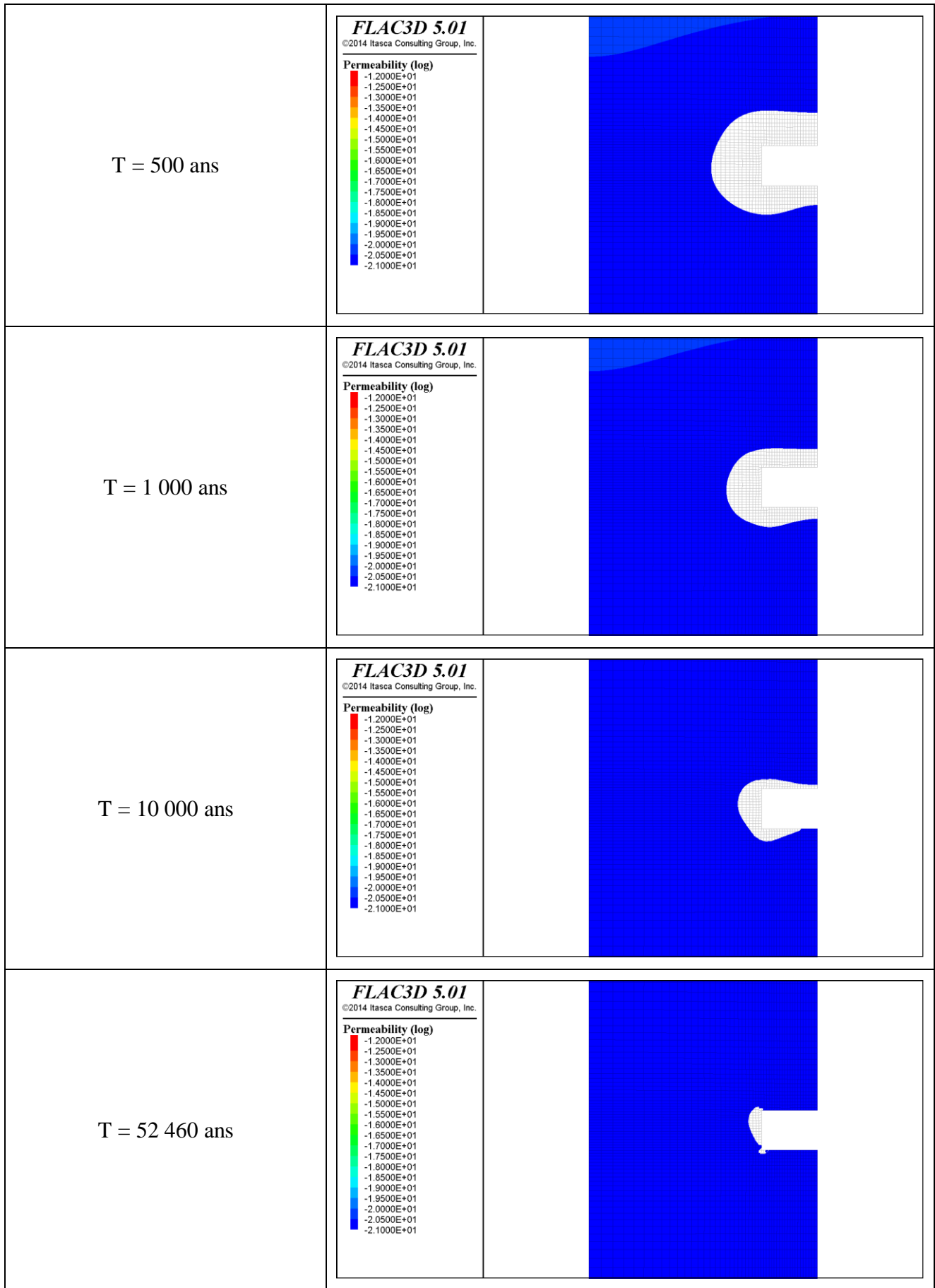


Figure 7-33 : Longueur des appuis en béton, L = 3 m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – T = 500-52460 ans.

7.4.3. Absence des appuis en béton standard, L = 0 m

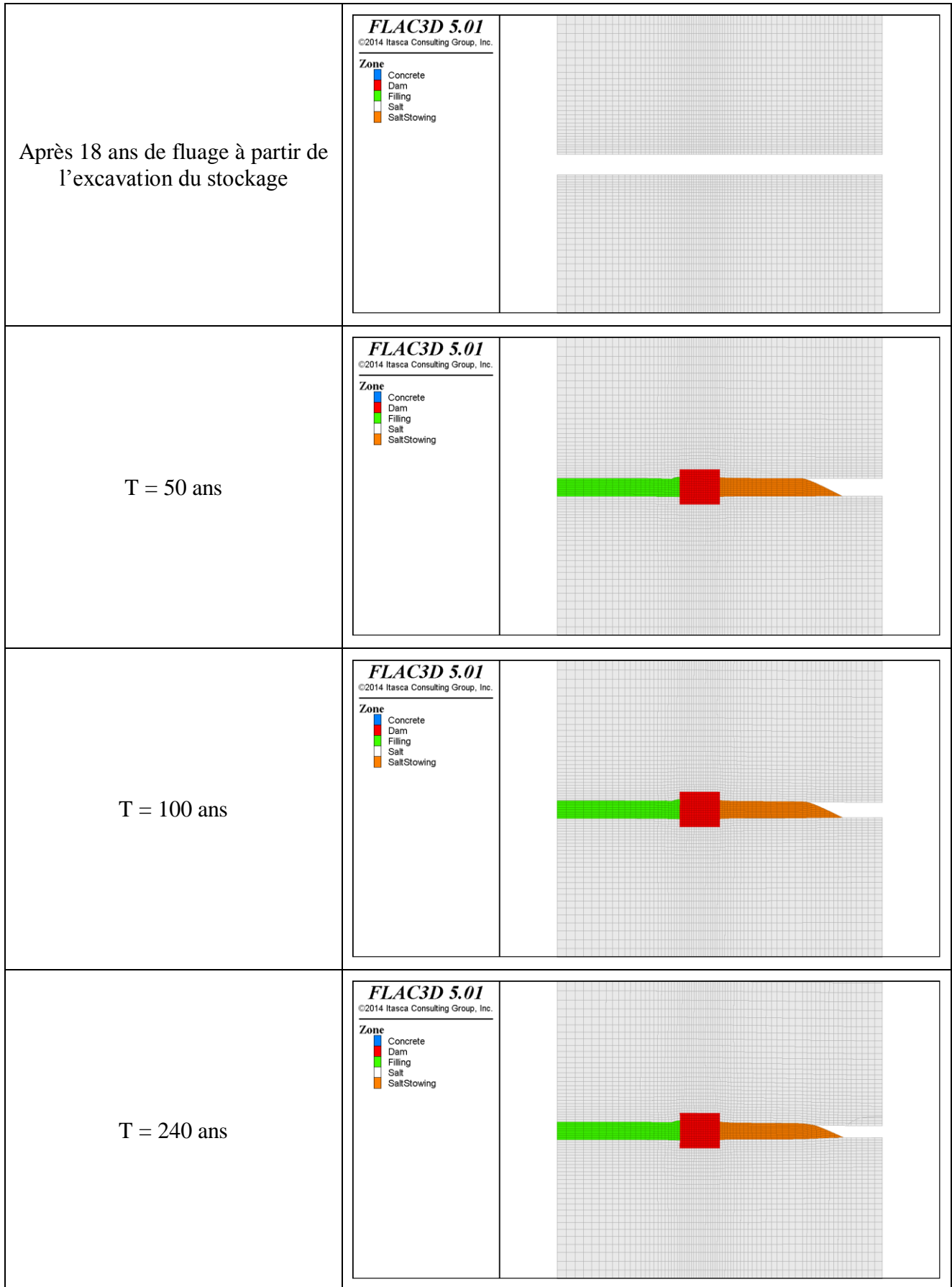


Figure 7-34 : Longueur des appuis en béton, L = 0 m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – T = 18-240 ans.

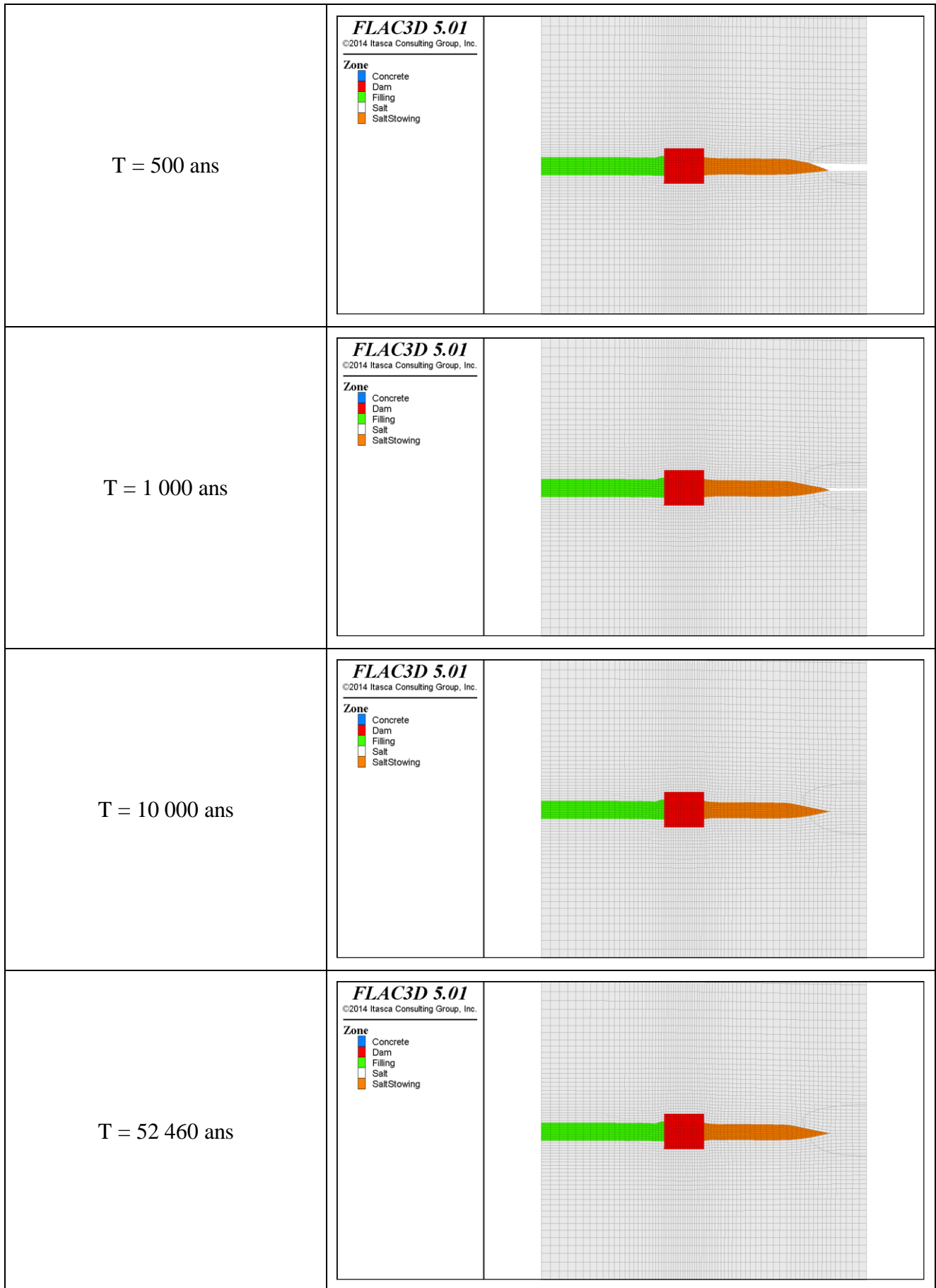


Figure 7-35 : Longueur des appuis en béton, $L = 0$ m. Géométrie du modèle le long de l'axe du tunnel – $T = 500-52460$ ans.

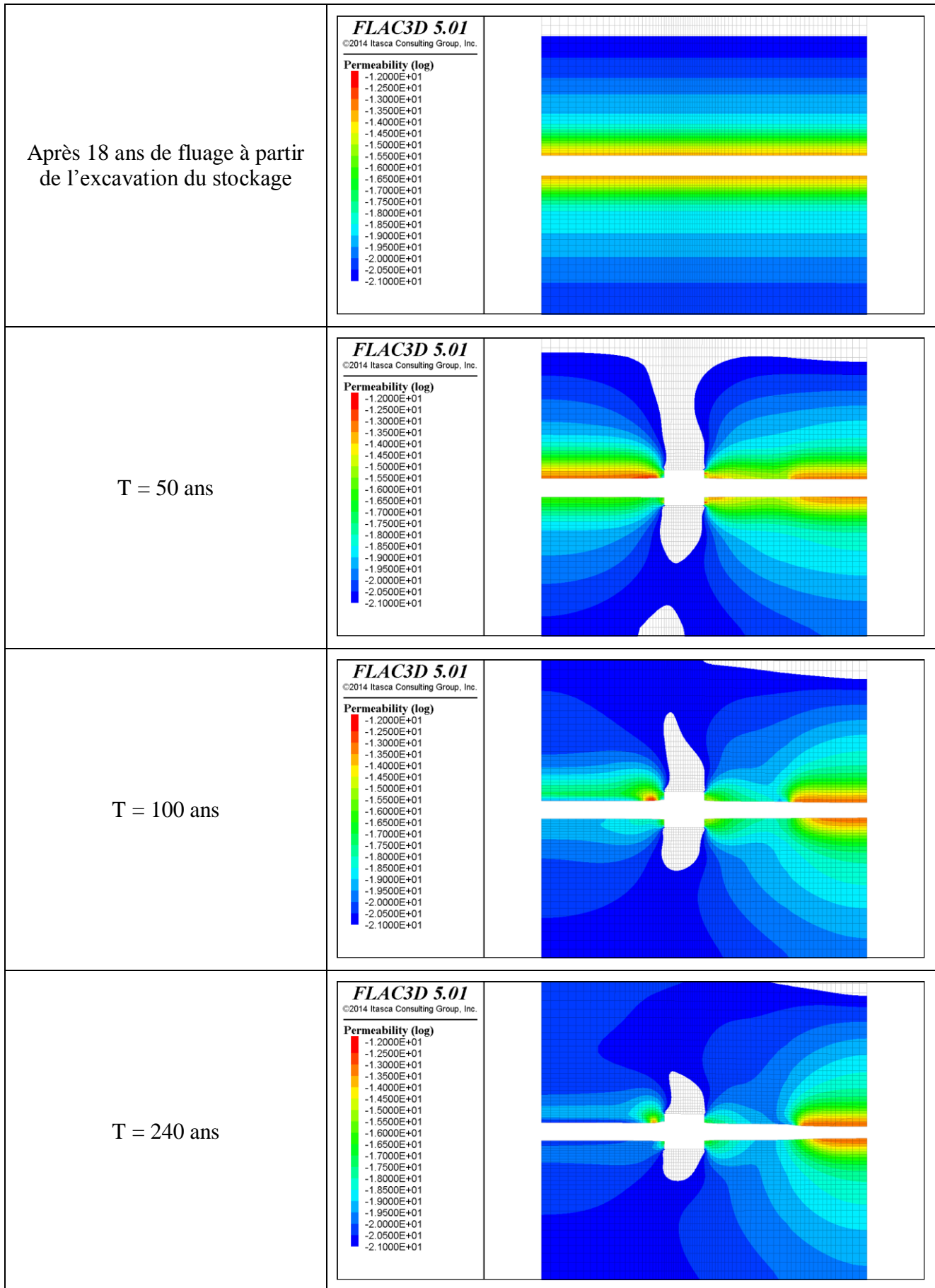


Figure 7-36 : Longueur des appuis en béton, $L = 0$ m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – $T = 18-240$ ans.

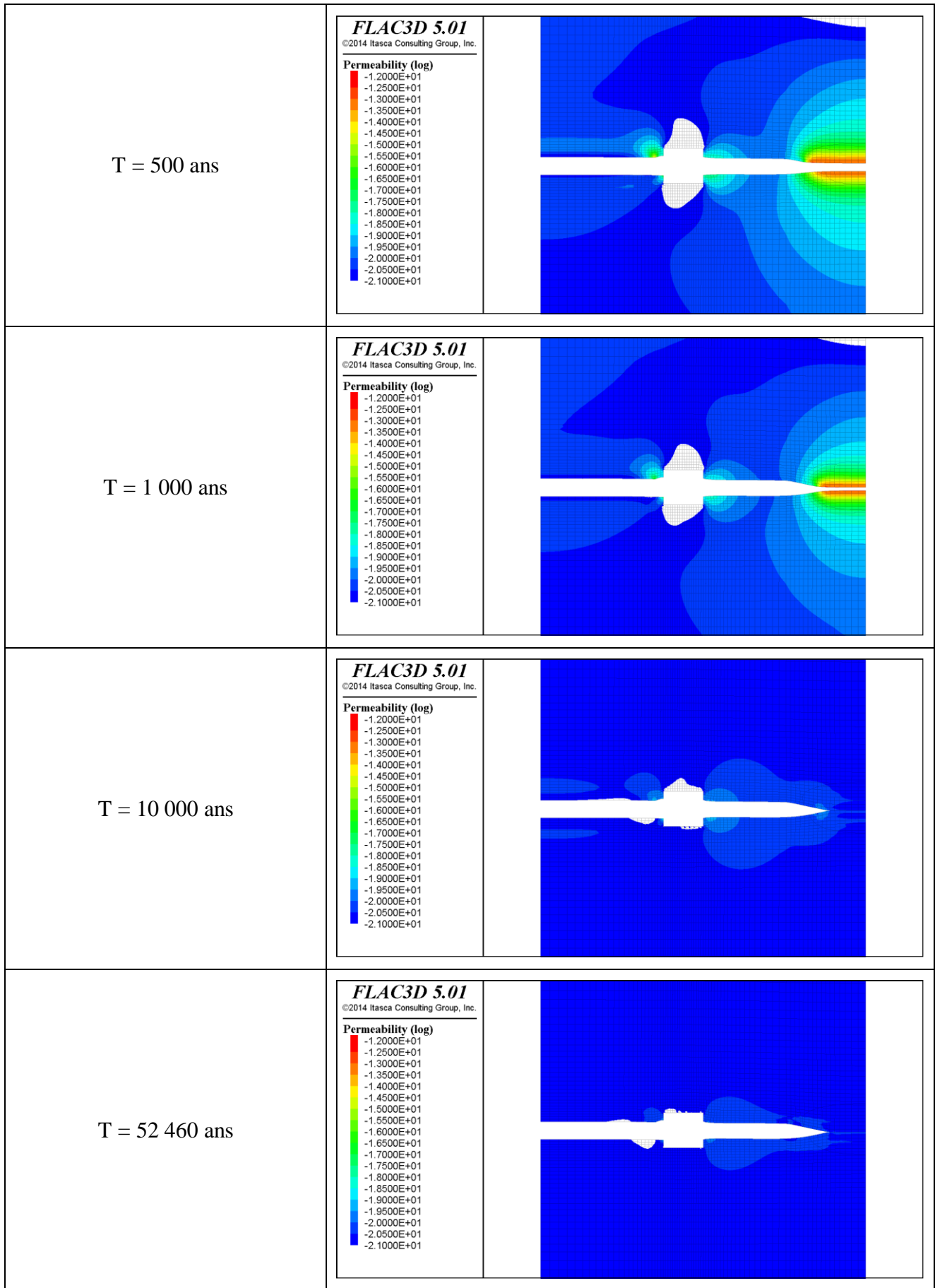


Figure 7-37 : Longueur des appuis en béton, L = 0 m. Champ de perméabilité au niveau de l'axe du tunnel – T = 500-52460 ans.

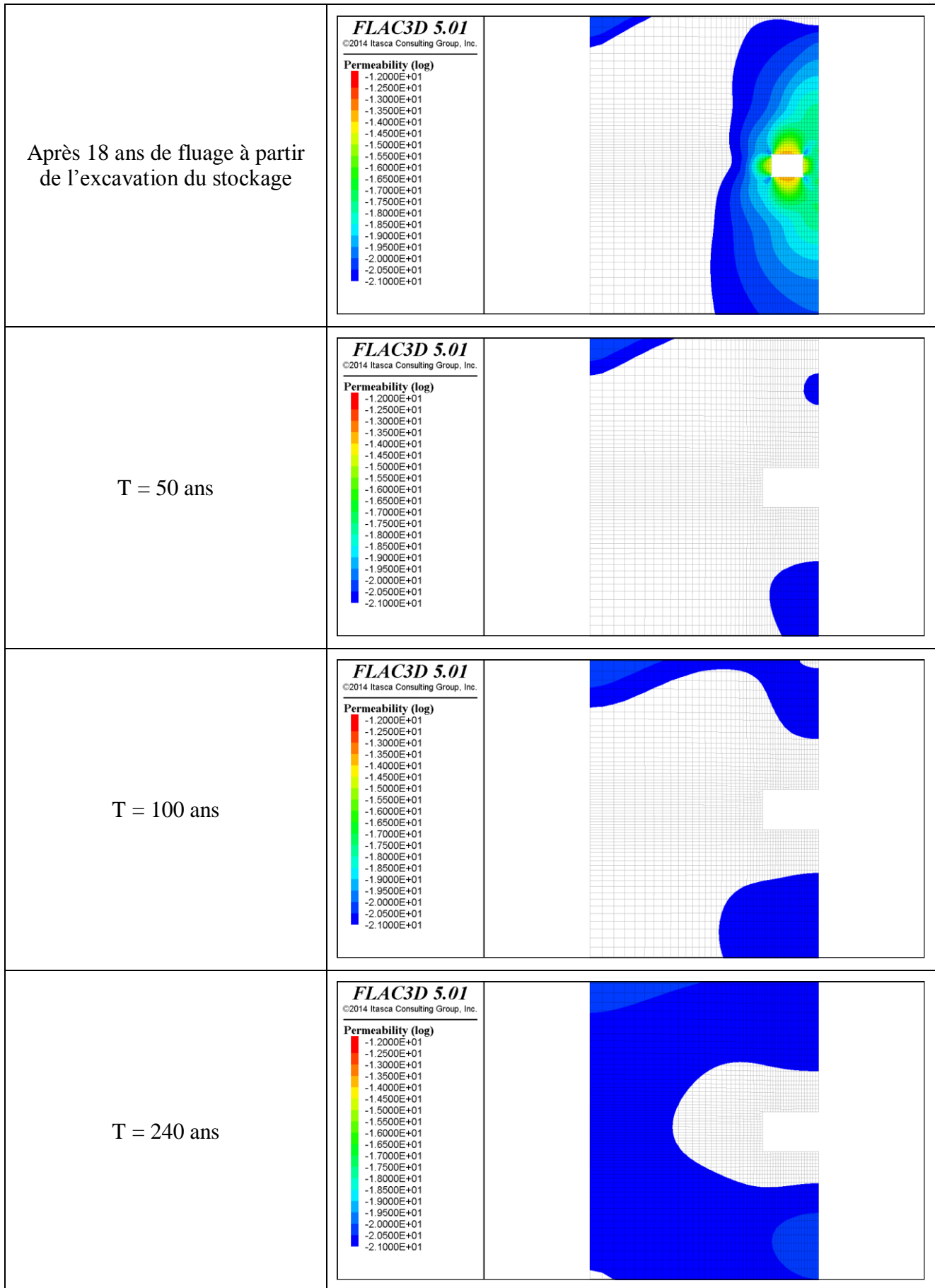


Figure 7-38 : Longueur des appuis en béton, $L = 0$ m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – $T = 18-240$ ans.

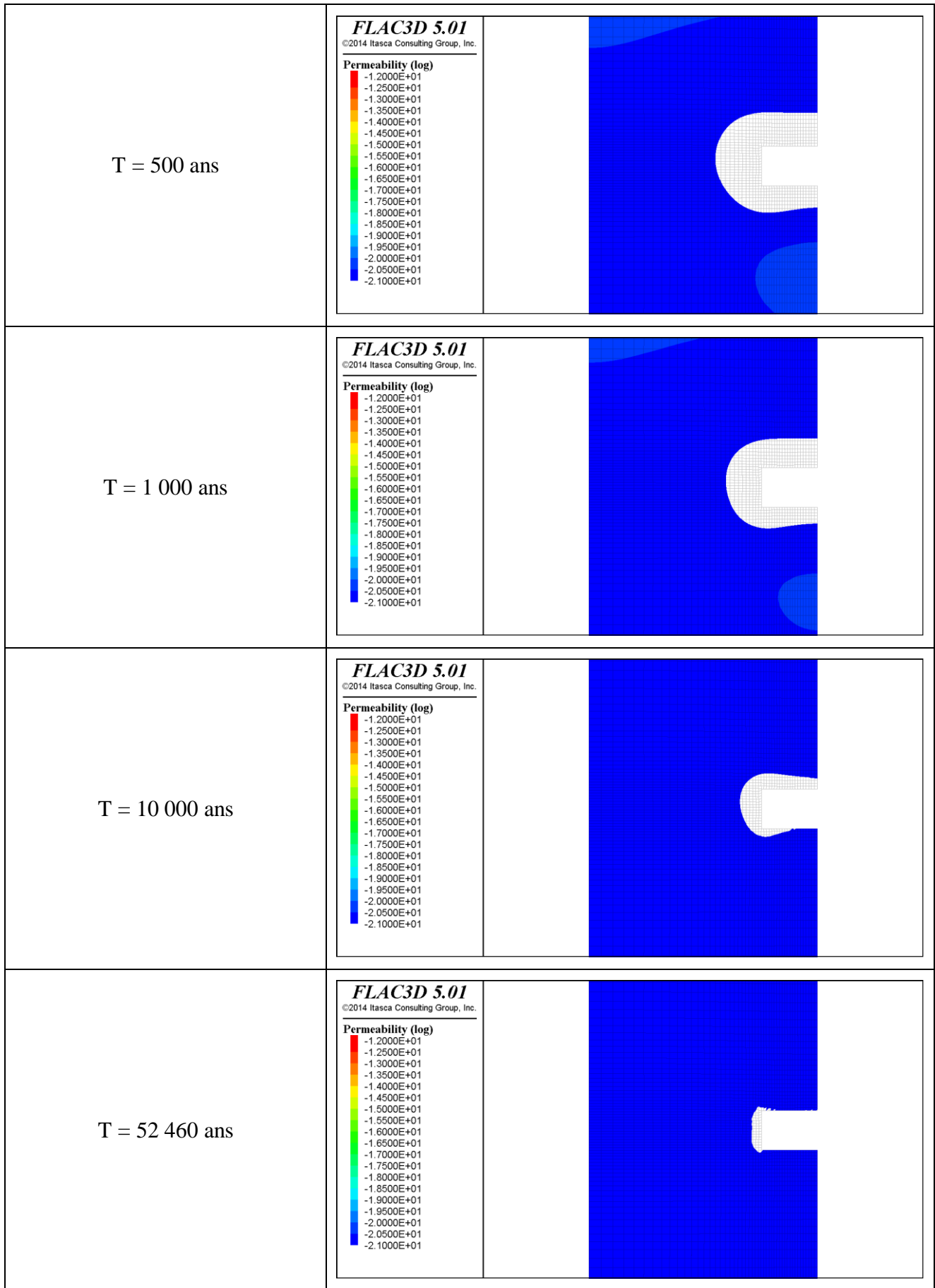


Figure 7-39 : Longueur des appuis en béton, $L = 0$ m. Champ de perméabilité dans une coupe verticale perpendiculaire à l'axe du tunnel au niveau du noyau en béton Sorel – $T = 500-52460$ ans.