

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE PARAMÉTRIQUE DE L'ÉCOULEMENT DE L'EAU DANS UN DRAIN
DE PIERRE CALCAIRE PAR ANALYSES NUMÉRIQUES SELON DES
VARIABLES GRANULOMÉTRIQUES, GÉOMÉTRIQUES ET HYDRAULIQUES

CHARLES POIRIER
DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE CIVIL)

MAI 2008

© Charles Poirier, 2008



Library and
Archives Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Published Heritage
Branch

Direction du
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence
ISBN: 978-0-494-41575-7
Our file Notre référence
ISBN: 978-0-494-41575-7

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.


Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

ÉTUDE PARAMÉTRIQUE DE L'ÉCOULEMENT DE L'EAU DANS UN DRAIN
DE PIERRE CALCAIRE PAR ANALYSES NUMÉRIQUES SELON DES
VARIABLES GRANULOMÉTRIQUES, GÉOMÉTRIQUES ET HYDRAULIQUES

présenté par: POIRIER Charles

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de:

M. BUSSIÈRE Bruno, Ph.D., président

M. AUBERTIN Michel, Ph.D., directeur de recherche

M. MAQSOUUD Abdelkabir, Ph.D., membre

À ma belle Virginie, pour ton amour et ta grande patience,
Gabrielle, pour m' avoir transmis ta belle soif d' apprendre,
et Mathias, dans l' espoir que ton monde redevienne un peu plus vert.

REMERCIEMENTS

J'aimerais tout d'abord remercier mon directeur d'études, Michel Aubertin, pour m'avoir permis de mener à terme ce projet de recherche malgré les délais que j'ai imposé à maintes reprises à l'échéancier en réponse aux exigences de ma carrière d'ingénieur à temps plein. Michel a fait preuve de compréhension et de patience, et cette attitude a contribué à préserver ma grande motivation, en particulier les dernières années du projet.

Je souhaite également souligner la grande compréhension et les nombreux encouragements qu'a manifestés mon épouse Virginie tout au long de ces années. C'est ton support, Virginie, qui m'a permis de passer au travers des moments difficiles et je t'en serai reconnaissant pour toujours. Ce mémoire, c'est le nôtre.

Je remercie également ma famille, particulièrement ma mère Gabrielle, mes amis et mes collègues de travail pour leurs sincères encouragements. Je salue l'ouverture d'esprit que mes patrons Richard Turcotte, Katia Tremblay et Pierre Aubé, du Centre d'expertise hydrique ont su manifester dans ma conciliation travail-famille-études. Merci aussi à mon ami David Brisson et mon ancien collègue François Godin pour leurs encouragements accompagnés d'un souci de réserve et de respect.

En terminant, je remercie chaleureusement l'hydrogéologue Yves Leblanc pour son aide généreuse en regard du logiciel Visual Modflow, et je désire souligner la rigueur et le professionnalisme de mes professeurs à la maîtrise, notamment messieurs Robert Chapuis, Guy Leclerc et Yves Comeau.

RÉSUMÉ

Au cours des dernières décennies, les drains anoxiques calcaires (DAC) et ouverts calcaires (DOC) ont été employés dans le traitement de neutralisation du drainage minier acide (DMA). Les principaux paramètres influençant le traitement par de tels systèmes sont la composition du DMA (acidité, concentrations d'oxygène dissous, de métaux et sulfates), la pureté et la surface spécifique S_m du matériau réactif, et le temps de résidence hydraulique T du drain. Alors que le volet géochimique du traitement constitue un important champs de recherche, le volet hydraulique demeure rarement analysé au-delà des trois objectifs suivants : favoriser la présence d'écoulements en charge, assurer un temps de résidence minimal T_{\min} en réponse au débit maximum Q_{\max} et prendre en compte la diminution de T avec l'âge du drain résultant de la dissolution.

Au moyen d'une analyse paramétrique, cette étude évalue l'impact d'une variation du débit et de certains paramètres physiques (porosité η , conductivité hydraulique saturée K et surface spécifique massique S_m) et géométriques (pente S_o et aire de section transversale A) sur le temps de résidence T , le degré de saturation S_r , la surface de contact S et d'autres variables hydrauliques influençant la production d'alcalinité d'un drain calcaire et caractérisant les réseaux d'écoulement hétérogènes. Les écoulements sont étudiés par analyses numériques. Trois valeurs sont considérées pour les paramètres η (0,25, 0,35 et 0,45), Q (5, 15 et 30 m³/d) et S_o (1%, 6% et 12%). Deux sections de drains trapézoïdales sont considérées (valeurs de A de 1,67 et 6,00 m²). Dix granulométries sont définies pour le projet, de fines à très grossières. Les valeurs de K et S_m sont estimées en fonction des paramètres granulométriques. Le logiciel Visual Modflow est utilisé pour simuler les écoulements en 3D dans 22 drains modélisés selon des configurations homogènes (une seule valeur de K et S_m) ou hétérogènes verticalement (2 ou 3 valeurs de K et S_m affectées aux 8 couches superposées constituant le modèle). Le débit Q est imposé à l'entrée du drain alors qu'une condition limite simulant la présence d'un déversoir est imposée à la sortie.

Les simulations sont lancées en régime transitoire et convergent vers une solution d'écoulement stable. Les charges hydrauliques résultantes sont utilisées pour calculer les valeurs de T , S_r et S . D'autres variables hydrauliques sont introduites pour mieux décrire le comportement global de chaque configuration de drain étudiée. Les temps de transport des lignes de courant circulant dans les couches du modèle sont estimés par Visual Modflow et servent à caractériser le réseau d'écoulement de chaque simulation.

L'étude montre que les variables S_o , η , K et Q exercent des influences déterminantes sur T , S_r et S . L'usage d'une faible pente (par exemple $S_o = 1\%$) ou la rehausse de la crête du déversoir favorisent grandement les variables S_r , T et S . L'influence de S_o , η , K et Q est réduite de manière significative par l'usage de configurations hétérogènes à 2 ou 3 granulométries. Ces configurations s'avèrent donc plus robustes face à la variabilité de η , K et Q durant la vie utile du drain, surtout lorsque les conditions locales ne permettent pas la mise en place de DAC selon une faible pente. L'étude montre également la présence de relations quasi linéaires entre T et S pour l'ensemble des drains à l'étude.

Puisque la production d'alcalinité s'accroît de façon négligeable au-delà d'un certain temps de contact, une attention est portée aux zones du drain caractérisées par de faibles vitesses. Un temps de résidence ajusté (temps de résidence utile T_u) est calculé en utilisant les valeurs du temps de transport des diverses couches du modèle, et en limitant au besoin ces valeurs à un temps de contact maximum au-delà duquel le gain d'alcalinité est considéré négligeable. L'étude porte également une attention particulière aux écoulements de vitesses élevées. Plus précisément, l'étude tente d'évaluer l'importance relative qu'ont les écoulements préférentiels présents dans les drains hétérogènes sur le temps de résidence utile T_u . Dans cette étude, le terme écoulement préférentiel réfère à l'écoulement dans la couche superficielle, puisque cet écoulement est caractérisé par le plus court temps de transport.

La comparaison des valeurs de T et T_u calculées pour 19 drains (homogènes et hétérogènes à 2 ou 3 granulométries) montre que T_u / T peut varier fortement (jusqu'à 50%). La valeur de T_u apparaît beaucoup plus représentative du temps de résidence effectif présent dans un drain hétérogène que ne l'est la valeur de T calculée avec l'approche usuelle. Pour les drains de pente moyenne (6%) et élevée (12%) dans lesquels circulent des écoulements à nappe libre, on note que les valeurs de T_u des drains hétérogènes s'avèrent supérieures à celles de T et T_u des configurations homogènes.

Enfin, l'usage de variables hydrauliques caractérisant la contribution volumique de chaque couche de drain modélisé suggère l'emploi de drains homogènes lorsque la pente est faible (1%), pour les cas analysés ici. Pour une telle pente, le temps de transport de l'écoulement superficiel d'un drain homogène est usuellement supérieur à celui de l'écoulement superficiel des drains hétérogènes considérés. Lorsque la pente est moyenne (6%) ou forte (12%), l'étude suggère plutôt l'emploi de configurations hétérogènes. Pour ces pentes, l'écoulement dans la couche superficielle des drains hétérogènes engendre généralement un temps de parcours semblable à celui de l'écoulement transporté par la couche superficielle des drains homogènes. Cependant, pour ces pentes l'importance relative de l'écoulement superficiel sur la valeur de T_u s'avère davantage significative pour des drains homogènes qu'elle ne l'est pour des drains hétérogènes.

ABSTRACT

Over the last decades, anoxic limestone drains (ALD) and oxic limestone drains (OLD) have been used for the passive treatment of acid mine drainage (AMD). The key parameters promoting the alkalinity production, required for neutralization, are the AMD chemistry (acidity, oxygen content, and concentration of metals and sulfates), limestone characteristics (mainly CaCO_3 content and massic specific surface S_m) and hydraulic residence time T . The geochemical aspect of ALD treatment systems has been widely studied, but few studies have looked into the hydraulic component. In this regard, previous investigations have usually focussed on ALD basic requirements such as promoting confined flow, meeting a minimum residence time T_{\min} upon maximum probable flow Q_{\max} , and the development of sizing methods that take into account the decrease of T over the drain lifespan as a result of limestone dissolution.

Through the use of a parametric analysis, this study evaluates the influence of flow rate Q , physical parameters (porosity η , saturated hydraulic conductivity K , massic specific surface S_m), and geometrical parameters (drain slope S_o and cross section A) on the residence time T , degree of saturation S_r , drain contact area S and other hydraulic parameters that affect alkalinity production and the characteristics of the flow network. Numerical modeling is used to simulate the hydraulic behaviour of ALD. A set of three values is used for η (0,25, 0,35 and 0,45), Q ($5 \text{ m}^3/\text{d}$, $15 \text{ m}^3/\text{d}$ and $30 \text{ m}^3/\text{d}$) and S_o (1%, 6% and 12%). Two trapezoidal cross sections are considered ($A = 1,67$ and 6 m^2). Ten uniform grain size curves are defined, from a relatively fine size distribution to very coarse. Values of K and S_m are estimated from grain size parameters. The numerical model Visual Modflow has been selected to simulate 3D flow in 22 drain models. These drains are composed of eight overlaid layers. They are homogeneous (single value of K and S_m) or heterogeneous vertically (2 or 3 values of K and S_m , specified for each of the model layers). Constant inflow is applied at the drain entrance, while a weir condition is applied at the exit. Numerical computations are launched in a transient

mode, and eventually reach stabilized piezometric profiles. The hydraulic heads obtained are used to calculate T , S_r and S and other parameters describing the hydraulic behaviour of the drains. Flow distribution of each drain is estimated using the flow path lines transport times produced by Visual Modflow.

Results indicate that parameters S_o , η , K and Q have much influence over S_r , T and S values. The use of a small slope (1%) or the rise of the piezometric profile by the use of a higher weir crest, usually favors high values of S_r , T and S . In addition, the influence of S_o , η , K and Q over S_r , T and S is remarkably reduced by the use of the heterogeneous drains tested. This suggests that these heterogeneous drains could be more reliable to withstand the variability of η , K and Q over the drain's lifespan, particularly where the use of a small slope is not practical. Results also indicate a near linear relationship between T and S for all the drains studied.

In order to take into account the substantial reduction of alkalinity production rate beyond a certain contact time t_{max} , part of the flow analysis focuses on low velocity zones within each flow network simulated. An adjusted time of residence (useful residence time T_u) is calculated using values of path lines transport times limited to t_{max} . Flow analyses also focus on high velocity path lines characterizing heterogeneous flow networks. More precisely, the study evaluates the relative influence of preferential flow paths over the useful residence time T_u . In this study, the term preferential flow path refer to the flow circulating through the superficial layers, since this flow has the smaller transport time.

The comparison of T and T_u values calculated for 19 drains (homogeneous and heterogeneous with 2 and 3 grain size distributions) shows that the ratio T_u / T can vary substantially (up to 50%). The value of T_u appears to be more representative of the effective residence time of heterogeneous drains. For drains with moderate (6%) to high slope (12%), typically characterized by unconfined flow, results show that T_u

values of heterogeneous drains are similar or greater than the T and T_u values of homogeneous drains.

Finally, the use of parameters developed to characterize flow contributions of all layers indicate that for small slopes (1%), the transport time within superficial layers of homogeneous drains is usually larger than the one within superficial layers of heterogeneous drains. This suggests that homogeneous drains are more suitable to use when small slopes prevail (1%). For moderate (6%) to high slopes (12%), the transport time within superficial layers of homogeneous drains is usually similar to the one within superficial layers of heterogeneous drains. However, for these slopes, the relative influence of the superficial flow path over T_u is more significant for homogeneous drains than it is for heterogeneous drains. This suggests that heterogeneous drains are more suitable in the presence of medium to high slopes.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS.....	V
RÉSUMÉ.....	VI
ABSTRACT	IX
TABLE DES MATIÈRES	XII
LISTE DES TABLEAUX.....	XVI
LISTE DES FIGURES	XVII
LISTE DES SYMBOLES ET DES ACRONYMES.....	XXI
LISTE DES ANNEXES	XXVII
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Mise en situation	1
1.2 Le projet de recherche.....	7
1.3 Le mémoire	15
CHAPITRE 2 GÉOCHIMIE DE LA NEUTRALISATION DU DMA	16
2.1 Préambule.....	16
2.2 Rejets miniers.....	16
2.2.1 Rejets miniers solides.....	16
2.2.2 Rejets miniers liquides	18
2.3 Législation environnementale	19
2.4 Le drainage minier acide.....	21
2.4.1 Sources du DMA.....	21
2.4.2 Processus de formation du DMA	22
2.4.3 Incidences du DMA	24
2.5 Méthodes de contrôle du DMA.....	27
2.6 Méthodes de neutralisation du DMA in situ	28
2.6.1 Mécanismes de neutralisation	28
2.6.2 Principales méthodes appliquées au Canada.....	29
2.6.2.1 Méthodes de traitement passif.....	29

2.6.2.2	Drain anoxique calcaire.....	30
2.6.3	Critères de sélection d'un système de traitement passif.....	37
2.6.4	Neutralisation du DMA au site minier Lorraine	41
2.7	Temps de résidence de conception.....	42
2.7.1	Essais de neutralisation du DMA du site de Lorraine.....	43
2.7.2	Détermination du temps de résidence de conception T_{\min}	44
2.7.3	Temps de transport maximal utile $t_{ic \text{ max utile}}$	45
CHAPITRE 3	VOLET HYDRAULIQUE DE L'ANALYSE D'UN DAC	47
3.1	Critères généraux de conception physique.....	47
3.2	Variabilité du régime hydraulique	59
3.3	Équations des variables hydrauliques utilisées pour la seconde composante ...	60
3.4	Équations des variables hydrauliques utilisées pour la troisième composante .	69
3.5	Influence de la dissolution du calcaire sur T et S.....	77
3.5.1	Temps de résidence	77
3.5.2	Surface de contact	79
3.6	Influence des variables T et S_r sur la production d'alcalinité	80
3.7	Équations de dimensionnement d'un DAC.....	81
3.8	Dernières remarques.....	85
CHAPITRE 4	MÉTHODOLOGIE DE L'ANALYSE PARAMÉTRIQUE	86
4.1	Choix des géométries de DAC et de la variabilité imposée à S_o	86
4.2	Caractéristiques du logiciel de simulation numérique employé	89
4.2.1	Caractéristiques générales du code numérique Modflow	89
4.2.2	Caractéristiques générales du logiciel Visual Modflow.....	91
4.2.3	Propriétés et conditions appliquées au modèle	92
4.2.3.1	Propriétés d'isotropie, d'homogénéité / d'hétérogénéité	92
4.2.3.2	Conditions appliquées au modèle.....	92
4.3	Variations imposées à η , K et S_m	96
4.4	Variation imposée aux débits	101
4.5	Configurations de DAC.....	102
4.5.1	Classification des configurations	102
4.5.2	Configurations retenues	104
4.5.3	Prise en compte de l'incertitude entachant K.....	106

4.5.4	Définition de l'écart de charge maximal à la couronne et de CHU	107
4.6	Traitement analytique.....	110
4.6.1	Production des simulations	110
4.6.2	Traitements des résultats de simulation	113
4.6.2.1	Visualisation des résultats dans l'interface du modèle	114
4.6.2.2	Traitement analytique des résultats de fichiers matriciels	119
4.7	Variables hydrauliques retenues pour l'analyse paramétrique.....	126
CHAPITRE 5 ANALYSE PARAMÉTRIQUE		129
5.1	Cadre de l'analyse paramétrique.....	129
5.1.1	Mise en contexte	129
5.1.2	Bilans volumiques des simulations	129
5.1.3	Résultats pour diverses géométries, pentes et configurations.....	131
5.1.3.1	Classification des résultats	131
5.1.3.2	Résultats types pour une configuration de drain.....	132
5.1.4	Cadre de l'analyse graphique des variables hydrauliques.....	138
5.2	Résultats de la seconde composante (analyse paramétrique).....	140
5.2.1	Graphiques de T , $t_{lc \min}$ et S pour chaque configuration.....	141
5.2.2	Graphiques de T et $t_{lc \min}$ en fonction de S	146
5.2.3	Graphiques de S_r en fonction de S / S_{\max}	155
5.2.4	Graphiques de R en fonction de S	158
5.2.5	Graphiques de $(h_{1,k\max} - z_{1,1})$ et CHU pour chaque configuration	161
5.2.6	Graphiques de la charge et du nombre de Reynolds	165
5.3	Résultats de la troisième composante (étude de l'hétérogénéité)	168
5.3.1	Valeurs de T_u pour chaque configuration.....	168
5.3.2	Relation entre $t_{lc \min}$ et $X(T_{u 20,k \sup})$	171
5.4	Discussion	175
5.4.1	Seconde composante (analyse paramétrique)	175
5.4.1.1	Profils de charge des écoulements	175
5.4.1.2	Analyse du régime hydraulique des configurations de géométrie 2 ..	181
5.4.1.3	Analyse de T , $t_{lc \min}$ et S en fonction des critères de conception.....	183
5.4.1.4	Analyse détaillée de T , $t_{lc \min}$ et S en fonction de η , Q et S_0	186
5.4.1.5	Analyse de S_r en fonction de S / S_{\max} et de R en fonction de S	191
5.4.1.6	Résumé de l'analyse de la seconde composante	192

5.4.2	Troisième composante (étude de l'hétérogénéité)	195
5.4.2.1	Prise en compte de l'hétérogénéité des écoulements	195
5.4.2.2	Importance relative des écoulements de faibles vitesses	196
5.4.2.3	Importance relative des écoulements préférentiels	199
CHAPITRE 6 : CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS		207
BIBLIOGRAPHIE.....		215
ANNEXES.....		235

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 :	Processus géochimiques potentiellement associés à la formation et à la neutralisation du DMA.	32
Tableau 2.2 :	Résultats des essais de neutralisation en cellules humides réalisés par Bernier (2003) pour un DMA synthétique jugé représentatif du DMA échantillonné au site de Lorraine entre 1999 et 2002.....	43
Tableau 3.1 :	Valeurs des paramètres physiques employées pour le projet.....	68
Tableau 4.1 :	Variables géométriques employées dans l'étude	86
Tableau 4.2 :	Paramètres dimensionnels du modèle	88
Tableau 4.3 :	Conditions frontières et contraintes temporelles utilisées.....	93
Tableau 4.4 :	Paramètres du code Modflow et du solveur de Visual Modflow.....	95
Tableau 4.5 :	Caractéristiques granulométriques des courbes de la figure 4.4.	98
Tableau 4.6 :	Conductivités hydrauliques en fonction de η (K_{KCM} retenues pour l'étude).....	100
Tableau 5.1 :	Valeurs des paramètres caractérisant 6 simulations basées sur les configurations 111B-10 et 113B-10.	134
Tableau 5.2 :	Valeurs des variables hydrauliques obtenues de 6 simulations pour les configurations 111B-10 et 113B-10 (géométrie 1 et pente de 6%).....	137
Tableau 5.3 :	Choix des variables pour l'analyse graphique des résultats.....	139

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 :	Volets géochimique et hydraulique associés à la production d'alcalinité d'un DAC pour la neutralisation du DMA.....	8
Figure 2.1 :	Impact environnemental des eaux de drainage minier acide.	26
Figure 2.2 :	Remplissage de la tranchée d'un DAC par de la pierre calcaire.....	31
Figure 2.3 :	Organigramme de sélection d'un système de traitement passif.....	40
Figure 2.4 :	Exemple de système successif de production d'alcalinité (SSPA).....	41
Figure 3.1 :	Coupe longitudinale d'un parc à résidus recouvert d'une CEBC et drainé par un DAC.	48
Figure 3.2 :	Coupe longitudinale d'un DAC continuellement en charge succédé d'un étang de décantation.....	50
Figure 3.3 :	Coupe longitudinale d'un drain calcaire incliné pour minimiser la profondeur d'excavation.	52
Figure 3.4 :	Section A-A de la figure 3.3	55
Figure 3.5 :	Vue isométrique d'une géométrie de DAC modélisée dans Visual Modflow.	57
Figure 3.6 :	Composantes vectorielles du gradient hydraulique i	66
Figure 3.7 :	Vue isométrique de la coupe C-C identifiée sur la figure 3.5.....	70
Figure 3.8 :	Exemple de valeurs de $t_{ic,k}$, $X(Q_{20,k})$ et $X(T_{u,20,k})$ pour un drain hétérogène mis en charge, avec ajout des valeurs de $X(A_k)$	74
Figure 4.1 :	Vue de la section du DAC de géométrie 1	86
Figure 4.2 :	Vue de la section du DAC de géométrie 2	87
Figure 4.3 :	Vue isométrique d'une cellule de la matrice du modèle	88
Figure 4.4 :	Courbes granulométriques définies.....	97
Figure 4.5 :	Valeurs de K_{KC} et K_{KCM} calculées en fonction de la porosité par les équations 3.24 et 3.25	101
Figure 4.6 :	Caractéristiques granulométriques (configurations) des drains avec pente S_o de 1% (voir figure 4.4).	104
Figure 4.7 :	Caractéristiques granulométriques (configurations) des drains avec pente S_o de 6% (voir figure 4.4).	105

Figure 4.8 :	Caractéristiques granulométriques (configurations) des drains avec pente S_0 de 12% (voir figure 4.4).	105
Figure 4.9 :	Coupe longitudinale partielle du modèle Visual Modflow.	111
Figure 4.10 :	Vue tirée du processeur graphique de Visual Modflow montrant les équipotentiels et vecteurs vitesse pour un drain hétérogène où $(K_{i,1} = K_{i,2} = K_{i,3} = K_{i,4}) \cong 8(K_{i,5} = K_{i,6} = K_{i,7} = K_{i,8})$	115
Figure 4.11 :	Vue tirée du processeur graphique de Visual Modflow montrant les équipotentiels et les lignes de courant pour la configuration de drain présentée à la figure 4.10.	116
Figure 4.12 :	Cas où l'ajout de particules près de la sortie génère des lignes de courant dont certaines ont des trajectoires différentes de celles produites à partir de particules lancées à l'entrée du DAC.	118
Figure 4.13 :	Algorithme des calculs réalisés à partir des charges exportées.	121
Figure 4.14 :	Illustration des écoulements uniformes et de la zone peu active.	124
Figure 4.15 :	Variables hydrauliques retenues pour l'analyse paramétrique.	127
Figure 5.1 :	Erreur sur le bilan volumique.	130
Figure 5.2 :	Vue des couches de la configuration de drain 113B-10. Les 3 zones utilisent les valeurs de K des granulométries 5, 7 et 9.	135
Figure 5.3 :	Profil de charges obtenu pour la simulation 113B-1035-Q3	136
Figure 5.4 :	Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de η pour la configuration 113B-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$	141
Figure 5.5 :	T, $t_{lc \text{ min}}$ et S en fonction de la porosité pour toutes les configurations avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$	143
Figure 5.6 :	T, $t_{lc \text{ min}}$ et S en fonction du débit pour toutes les configurations lorsque $\eta = 0,35$	145
Figure 5.7 :	T et $t_{lc \text{ min}}$ en fonction de S pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 1\%$	148
Figure 5.8 :	Moyennes des valeurs de T, $t_{lc \text{ min}}$ et S pour trois valeurs de porosité (0,25, 0,35 et 0,45) avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 1\%$	148
Figure 5.9 :	T et $t_{lc \text{ min}}$ en fonction de S pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 6\%$	149
Figure 5.10 :	Moyennes des valeurs de T, $t_{lc \text{ min}}$ et S pour trois valeurs de porosité (0,25, 0,35 et 0,45) avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 6\%$	149

Figure 5.11 :	T et $t_{lc \min}$ en fonction de S pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 12\%$	150
Figure 5.12 :	Moyennes des valeurs de T, $t_{lc \min}$ et S pour trois valeurs de	150
Figure 5.13 :	T et $t_{lc \min}$ en fonction de S pour trois valeurs de débit avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 1\%$	152
Figure 5.14 :	Moyennes des valeurs de T, $t_{lc \min}$ et S pour trois valeurs de débit ($Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$, $Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$ et $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$) avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 1\%$	152
Figure 5.15 :	T et $t_{lc \min}$ en fonction de S pour trois valeurs de débit avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 6\%$	153
Figure 5.16 :	Moyennes des valeurs de T, $t_{lc \min}$ et S pour trois valeurs de débit ($Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$, $Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$ et $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$) avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 6\%$	153
Figure 5.17 :	T et $t_{lc \min}$ en fonction de S pour trois valeurs de débit avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 12\%$	154
Figure 5.18 :	Moyennes des valeurs de T, $t_{lc \min}$ et S pour trois valeurs de débit ($Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$, $Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$ et $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$) avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 12\%$	154
Figure 5.19 :	S_r en fonction de S/S_{\max} pour $S_0 = 1\%$ et trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, et trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$	156
Figure 5.20 :	S_r en fonction de S/S_{\max} pour $S_0 = 6\%$ et trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, et trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$	156
Figure 5.21 :	S_r en fonction de S/S_{\max} pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 12\%$	157
Figure 5.22 :	S_r en fonction de S/S_{\max} pour trois valeurs de débit avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 12\%$	157
Figure 5.23 :	R en fonction de S pour $S_0 = 1\%$ et trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, et trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$	159
Figure 5.24 :	R en fonction de S pour $S_0 = 6\%$ et trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, et trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$	160
Figure 5.25 :	R en fonction de S pour trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 12\%$	160

Figure 5.26 :	R en fonction de S pour trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$ et $S_0 = 12\%$	161
Figure 5.27 :	Écart de charge maximal à la couronne et CHU pour chaque configuration avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $\eta = 0,25$	162
Figure 5.28 :	Écart de charge maximal à la couronne et CHU pour chaque configuration avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $\eta = 0,35$	163
Figure 5.29 :	Écart de charge maximal à la couronne et CHU pour chaque configuration avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $\eta = 0,45$	164
Figure 5.30 :	Profils piézométriques longitudinaux pour les configurations de géométrie 2.....	166
Figure 5.31 :	Nombre de Reynolds en fonction de x pour les configurations de géométrie 2.	167
Figure 5.32 :	Vérification de l'écart $(Q - \Sigma Q_{20,k})/Q$ pour $Q = Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$	168
Figure 5.33 :	T et T_u en fonction de la porosité η pour toutes les configurations avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$	170
Figure 5.34 :	Valeurs de $t_{lc \text{ min}}$ en fonction de $X(T_{u \text{ 20,k sup}})$ pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 1\%$	172
Figure 5.35 :	Valeurs de $t_{lc \text{ min}}$ en fonction de $X(T_{u \text{ 20,k sup}})$ pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 6\%$	173
Figure 5.36 :	Valeurs de $t_{lc \text{ min}}$ en fonction de $X(T_{u \text{ 20,k sup}})$ pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 12\%$	173
Figure 5.37 :	Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de η pour la configuration 111B-10	177

LISTE DES SYMBOLES ET DES ACRONYMES

a	Aire de la section transversale d'une cellule du modèle numérique représentant un drain, m ²
b	Épaisseur d'une cellule du modèle numérique représentant un drain, m
A	Aire de la section transversale d'un drain, m ²
Al, Al ³⁺	Aluminium
B	Épaisseur totale d'un drain, m
BSR	Bactérie sulfatoréductrice
Ca ²⁺	Calcium
CaCO ₃	Carbonate de calcium, également appelé calcite ou marbre.
C	Constante géométrique prenant en compte la tortuosité des pores
CEBC	Couverture à effet de barrière capillaire
C _G	Coefficient d'ajustement pour des matériaux granulaires
CO ₂	Gaz carbonique
COC	Canaux de calcaire
CRSNG	Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada
C(t)	Concentration d'alcalinité ou de Ca ²⁺ produite par le DAC à un temps t, mg/L d'équivalent CaCO ₃
C _m	Concentration d'alcalinité maximale, mg/L d'équivalent CaCO ₃
C ₀	Concentration initiale d'alcalinité ou de Ca ²⁺ au début de la vie utile du drain, mg/L d'équivalent CaCO ₃
C _u	Coefficient d'uniformité
CHU	Capacité hydraulique d'un écoulement uniforme pleinement saturé, m ³ /d
Con	Conductance de la condition limite DRAIN simulant l'effet d'un déversoir, m ² /d
DAC	Drain anoxique calcaire. On préfère généralement l'usage du terme « drain » lorsque le drain n'est pas complètement en charge.
DMA	Drainage minier acide

D et d	Diamètres de maille d'une paire de tamis voisins, habituellement numérotés en pouces ou par la norme U.S. Standard.
D_R	Densité relative des grains
Durée max	Période du régime transitoire prescrite dans Visual Modflow, jours
DRAIN	Condition limite de Visual Modflow simulant l'effet d'un déversoir
d_s	Longueur de l'arc du profil de nappe d'un volume infinitésimal, m
dx	Longueur d'une cellule du modèle numérique représentant un drain, m
D_{10}	Diamètre d'un tamis laissant traverser 10% des grains (en poids), cm
D_{50}	Diamètre d'un tamis laissant traverser 50% des grains (en poids), cm
D_{60}	Diamètre d'un tamis laissant traverser 60% des grains (en poids), cm
DOC	Drain ouvert calcaire
e	indice des vides
Fe	Fer
Fe^{2+}	Fer ferreux
Fe^{3+}	Fer ferrique
Fe_t	Fer total
g	Accélération gravitationnelle (9,81 m/s ²)
h	Charge hydraulique, m
H	Longueur du segment horizontal de la pente latérale du drain, m
H:B	Rapport établissant la pente latérale de chaque côté du drain
H_d	Seuil de charge du déversoir simulé par la condition limite DRAIN, m
H_i	Charge initiale dans le drain modélisé avant de lancer le solveur, m
$(h_{1,kmax} - z_{1,1})$	Écart de charge maximum à la couronne, m
$(h - z_{1,1})_{ultime}$	Surcharge ultime d'un site de mise en place d'un DAC, m
i	Gradient hydraulique, m/m
i_h	Composante horizontale du gradient hydraulique, m/m
i_v	Composante verticale du gradient hydraulique, m/m
i	Indice de rangée identifiant l'ordre de position d'une cellule selon l'axe x longitudinal

imax	Nombre total de rangées constituant le drain modélisé en cellules
IS	Indice de saturation
j	Indice de colonne identifiant l'ordre de position d'une cellule selon l'axe y transversal. L'indice j est généralement omis parce que la valeur des paramètres à l'étude varie peu dans le sens transversal.
jmax	Nombre total de colonnes constituant le drain modélisé en cellules
J_{CaCO_3}	Flux massique de dissolution du calcaire, tonne $CaCO_3$ / an
k	Indice de couche identifiant l'ordre de position d'une cellule selon l'axe z d'élévation
kmax	Nombre total de couches constituant le drain modélisé
ksup	Indice de la couche de l'écoulement superficiel
K	Conductivité hydraulique, m/s
KC	Kozeny-Carman
KCM	Kozeny-Carman modifié
K_{KC}	Conductivité hydraulique calculée selon l'équation de KC, m/s
K_{KCM}	Conductivité hydraulique calculée selon l'équation de KCM, m/s
l	Longueur variable du segment joignant les arrêtes inférieure et supérieure du plan traversé perpendiculairement par le gradient hydraulique d'une cellule.
L	Longueur totale du drain, m
l_{diag}	Longueur du segment joignant les arrêtes diagonalement opposées du dessus et du dessous d'une cellule du modèle, m
MDDEP	Ministère québécois du développement durable, de l'environnement et des parcs
MODFLOW	<i>MODular three-dimensional finite-difference ground-water FLOW model</i>
MODPATH	Module de Visual Modflow calculant la localisation et le le temps de transport des lignes de courant du réseau d'écoulement simulé.
MRNF	Ministère québécois des ressources naturelles et de la faune

M_s	Masse totale de calcaire dans le drain, kg
M_{s0}	Masse de calcaire initiale dans le drain au début de sa vie utile, kg
n	Ordre de la réaction de production d'alcalinité
OD	Oxygène dissous
p	Coefficient du taux de dissolution
$p^{(n)}$	Coefficient du taux de production d'alcalinité de la réaction de production d'alcalinité d'ordre n , unité de temps inverse (e.g. année ⁻¹)
pH	Potentiel d'hydrogène
$P_{No D}$	Pourcentage des grains ayant des diamètres inférieurs au diamètre D .
$P_{No d}$	Pourcentage des grains ayant des diamètres supérieurs au diamètre d .
Q	Débit, m ³ /d
Q_1, Q_2, Q_3	Débites de conception minimum (5 m ³ /d), moyen (15 m ³ /d) et maximum (30 m ³ /d) retenus pour l'étude.
$Q_{i,k}$	Débit transporté par une cellule d'indices i et k du modèle, m ³ /d
Q_{max}	Débit maximal, m ³ /d
R	Rayon hydraulique, μm
Re	Nombre de Reynolds
S	Surface de contact du drain, Mm ²
S_m	Surface spécifique massique, m ² /kg
S_{max}	Surface de contact maximale du drain correspondant à $S_r = 100\%$.
S_o	Pente du drain, %
SO_4^{2-}	Sulfate
S_r	Degré de saturation du drain, %
S_s	Coefficient d'emmagasinement, m ⁻¹
SSPA	Système successif de production d'alcalinité
Surcharge	Charge au dessus de l'élévation de la couronne du drain, m
S_y	Porosité efficace
t	L'âge du drain par rapport à sa vie utile, h (dans le contexte de l'analyse conceptuelle d'un DAC).

$t_{i,k}$	Temps de parcours du DMA dans une cellule d'indices i et k , h
$t_{ic k}$	Temps de parcours de la ligne de courant ayant débuté dans la couche d'indice k , h
$t_{ic min}$	Temps de parcours de la ligne de courant débutant dans la couche d'écoulement superficiel, h
$t_{ic max utile}$	Temps de transport maximum utile d'une ligne de courant, (72 h)
$t_{vie utile}$	Durée de vie utile anticipée du DAC, années
T	Temps de résidence du drain, h
T_{min}	Temps de résidence minimal de conception (48 h)
T_u	Temps de résidence utile du drain, h
$T_{u 20, k}$	Contribution à $x = 20$ m d'une couche d'indice k au temps de résidence utile du drain, h
$T_{u 20, ksup}$	Contribution à $x = 20$ m de la couche d'écoulement superficiel au temps de résidence utile du drain, h
u	Coefficient d'ajustement prenant en compte la tortuosité
USGS	US Geological Survey
v	Vitesse d'écoulement (vitesse de Darcy), m/s
v_{eff}	Vitesse effective d'écoulement, m/s
v_h	Composante horizontale de la vitesse d'écoulement, m/s
V_a	Volume des vides d'un drain occupé par de l'air, m^3
V_s	Volume de pierre calcaire dans le drain, m^3
V_t	Volume total du drain, m^3
V_v	Volume des vides du drain, m^3
V_w	Volume liquide du drain, m^3
V_{wm}	Volume liquide mobile du drain, m^3
w	Largeur d'une cellule du modèle numérique représentant un drain
W	Largeur totale de la section d'un drain
x	Axe longitudinal référençant les cellules du modèle ou distance longitudinale mesurée le long de cet axe, m

X_{CaCO_3}	Fraction massique de $CaCO_3$ de la pierre calcaire
$X(Q_{20,k})$	Contribution relative à $x = 20$ m d'une couche d'indice k au débit total, %
$X(T_{u,20,k})$	Contribution relative à $x = 20$ m d'une couche d'indice k au temps de résidence utile, %
$X(T_{u,20,ksup})$	Contribution relative à $x = 20$ m de la couche d'écoulement superficiel au temps de résidence utile, %
y	Axe transversal référençant les cellules du modèle
z	Axe d'élévation référençant les cellules du modèle ou élévation d'une couche du drain, m
$z_{couronne}$	Élévation de la couronne à une certaine distance longitudinale x , m
ΔC_{CaCO_3}	Différence de concentration (en équivalent $CaCO_3$) de l'acidité, de l'alcalinité ou du calcium entre l'effluent et l'influent du drain pour une certaine période (e.g. une année).
ϕ	Angle du gradient hydraulique ou du vecteur vitesse par rapport à l'axe horizontal, degré ($^\circ$)
ϕ_{diag}	Angle entre la surface transversale d'une cellule et un plan joignant les arrêtes diagonalement opposées du dessus et du dessous d'une cellule du modèle, degré ($^\circ$)
γ_w	Poids volumique de l'eau à $15^\circ C$, kN/m^3
η	Porosité
η_{eff}	Porosité effective
θ	Angle d'inclinaison longitudinal du drain par rapport à l'axe horizontal, degré ($^\circ$)
ρ_s	Masse volumique des grains, kg/m^3
ρ_w	Masse volumique de l'eau, kg/m^3
μ_w	Viscosité dynamique de l'eau, Pa s

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE 1 :	Tableaux des granulométries d'une gamme de matériaux permettant l'estimation de leur surface spécifique massique.....	236
ANNEXE 2 :	Schéma développé pour le calcul des gradients hydrauliques dans l'algorithme de calcul de l'analyse paramétrique	242
ANNEXE 3 :	Paramètres dimensionnels des sections de drains à l'étude	245
ANNEXE 4 :	Tableaux des valeurs de conductivités hydrauliques pour chaque configuration de drain.....	247
ANNEXE 5 :	Valeurs des variables hydrauliques obtenues par calculs	253
ANNEXE 6 :	Profils piézométriques, profils de saturation, temps de parcours des lignes de courant $t_{c\ k}$ et contribution relative $X(T_u, 20, k)$ de chaque couche à T_u	263

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Mise en situation

L'industrie minière génère une activité économique très importante dans plusieurs pays dont le Canada. Bien que cette industrie exploite des ressources non renouvelables, elle peut en contrepartie être gérée de façon à minimiser ses impacts environnementaux. Les préoccupations de l'industrie minière pour la protection de l'environnement se sont développées dans la seconde moitié du XXe siècle, et plus particulièrement à partir des années 1970, lorsque les premières législations sont véritablement apparues dans la plupart des pays industrialisés. Depuis, une prise de conscience généralisée n'a cessé de croître, et on a pu assister à un essor des connaissances pour reconnaître la nature des problèmes et pour élaborer des mesures de contrôle, de correction et de prévention. Malgré ces récents progrès, l'industrie minière demeure confrontée à d'énormes défis environnementaux. Ces derniers sont tributaires de la diversité et de l'ampleur des activités minières, ainsi que des comportements négligents du passé.

L'impact négatif majeur lié à l'exploitation minière découle de la production d'une grande quantité de rejets sous formes solide, liquide et gazeuse. La gestion des rejets solides se traduit par leur entreposage sécuritaire. Les ouvrages d'entreposage doivent être conçus et entretenus de manière à prévenir et contrôler la production d'effluents pollués émanant des rejets solides par infiltration ou ruissellement. Par définition, les effluents miniers comprennent ces eaux d'infiltration et de ruissellement ainsi que les rejets liquides de procédés de traitement. Ces effluents sont susceptibles, dans certaines conditions, de contaminer sévèrement l'environnement. Parmi les divers types de contamination existants, les eaux acides produites par l'oxydation de minéraux sulfureux pendant et après l'exploitation minière constituent sans doute le problème le plus grave auquel doit faire face l'industrie minière au Canada (Ritcey, 1989; SRK, 1991, Feasby et Jones, 1994; Ripley *et al.* 1996; Morin et Hutt, 1997) et dans de nombreuses autres

régions du globe. Seulement dans l'Est des États-Unis, approximativement 20 000 km de cours d'eau sont dégradés par le drainage minier acide, et environ 90% de ce DMA est généré par des mines de charbon abandonnées (EPA, 1995). Ces minéraux sulfureux sont assez communs (e.g. pyrite, pyrrhotite). Ils se retrouvent sur les surfaces exposées des sièges d'extraction, du mort-terrain excavé et des rejets miniers solides grossiers (roches stériles issues des opérations minières) ou particulières (rejets de concentrateurs). Le contact oxygéné des eaux d'infiltration et de ruissellement avec ces minéraux provoque une augmentation de la production d'ions H^+ qui entraîne une baisse du pH (acidification) et une mise en solution de métaux potentiellement toxiques pour l'environnement. Pour un pH inférieur à 6, la solution acide résiduelle est appelée drainage minier acide « DMA » ou drainage rocheux acide « DRA » (Morin et Hutt, 1997). Chimiquement, on caractérise généralement le DMA par son pH et ses concentrations d'acidité, d'oxygène dissous (OD), de fer ferreux (Fe^{2+}) et ferrique (Fe^{3+}), d'aluminium et autres métaux, ainsi que de sulfates (SO_4^{2-}).

Le drainage minier acide est produit à des sites dits générateurs, soit aux sites où il y a présence de minéraux sulfureux. Il est souhaitable de prévenir la production de drainage minier acide et diverses méthodes de contrôle du DMA dites préventives existent à ces fins (Aubertin et al., 2002). Malgré la mise en place de ces mesures préventives, il existe toujours un risque qu'il y ait quand même production, puis fuite de DMA de ces sites. Par ailleurs, plusieurs anciennes mines furent opérées et fermées sans l'utilisation de méthodes de contrôle préventif. Conséquemment, ces sites miniers comprennent généralement plusieurs zones génératrices de DMA. Face au risque qu'il y ait production puis transport de drainage minier acide au milieu récepteur, les législations environnementales prescrivent le captage et le traitement des effluents contaminés. Diverses méthodes de traitement in situ ont été développées à ces fins.

Le traitement complet du DMA nécessite deux sous traitements, soit la neutralisation de l'acidité et la réduction des concentrations en métaux et autres éléments en solution.

Certaines méthodes ont été développées pour réaliser simultanément ces deux sous traitements, alors que d'autres se consacrent à ne réaliser que l'un ou l'autre de ceux-ci. Sur le plan général, ce projet de recherche porte sur une méthode dédiée au sous traitement de neutralisation du DMA. La méthode de neutralisation du DMA in situ la plus commune est l'utilisation de la pierre calcaire, soit en la mélangeant avec les résidus oxydés liquides (traitements dits « actifs »), ou encore en l'utilisant dans des systèmes passifs de traitement des eaux (Bernier, 2002).

Les traitements actifs utilisent des techniques physico-chimiques basées sur des réactions acido-basiques, d'oxydo-réduction et d'échange d'ions. Le plus utilisé des traitements actifs, le traitement à la chaux, s'avère efficace et fiable. Ce traitement physico-chimique a l'avantage de réaliser simultanément les sous traitements de neutralisation et de réduction des concentrations en métaux. En contrepartie, l'abattement de la charge de métaux génère d'importants volumes de boues généralement contraignants à disposer (Walton-Day, 2003). À cet effet, ce traitement reçoit toujours des améliorations en vue de limiter le volume des boues produites et d'optimiser la réaction de neutralisation (NEDEM, 2005).

L'emploi des systèmes de traitement passifs vise à favoriser et à contrôler les réactions chimiques et/ou microbiologiques épuratoires qui ont lieu naturellement dans l'environnement. Les traitements passifs réalisant la neutralisation peuvent fonctionner en condition aérobie (marécage aérobie, drain ouvert calcaire « DOC », canal de calcaire, canal de diversion), anaérobie (marécage anaérobie, drain anoxique calcaire « DAC », bioréacteur, barrière perméable), ou en conditions aérobie et anaérobie combinées (marécage aménagé, système successif de production d'alcalinité « SSPA »). Les DOC et DAC sont habituellement des tranchées remplies de pierre calcaire broyée dans lesquelles le DMA s'écoule par gravité. La dissolution du calcaire génère de l'alcalinité et augmente le pH. Un DOC est un drain ouvert à l'atmosphère. Certains auteurs (e.g. Cravotta et Trahan, 1999) considèrent qu'un drain fermé à l'atmosphère

mais recevant un DMA oxygéné se comporte comme un DOC. Un DMA est défini comme oxygéné lorsque sa concentration en oxygène dissous « OD » excède 1 à 2 mg/L (Brodie et al., 1991 ; Kepler et McCleary, 1994 ; Cravotta et Trahan, 1999 ; Younger et al., 2002). Un DAC est fermé à l'atmosphère, généralement par une géomembrane et une couche de sol, pour générer la condition anoxie. Cette condition limite l'oxydation néfaste du fer ferreux Fe^{2+} en fer ferrique Fe^{3+} (réactions présentées à la section 2.4.2) et elle permet de bâtir dans le drain une pression partielle de CO_2 qui favorise la dissolution du calcaire. Les SSPA combinent certaines filières de traitement passif, incluant généralement un marécage anaérobie et un lit de pierre calcaire, ce qui facilite le traitement des effluents miniers très acides et fortement contaminés en métaux. L'objectif principal des marécages anaérobiques et des bioréacteurs est d'entretenir une biomasse de bactéries sulfatoréductrices (BSR), ce qui requiert le renouvellement occasionnel d'apports en matière organique (Kulnieks, 2004). En métabolisant les sulfates d'un effluent acide, les BSR peuvent réduire la teneur en métaux et rehausser le pH de cet effluent (Neculita et al., 2007).

Comparativement aux traitements actifs, les systèmes de traitement passif présentent plusieurs avantages et quelques inconvénients. En ce qui a trait à leurs avantages, ils nécessitent de faibles coûts de construction, d'exploitation et d'entretien, ce qui leur permet souvent d'être mis en place à des sites miniers éloignés ou abandonnés (Skousen, 1999). De plus, la majorité d'entre eux ne requièrent un apport en réactifs (DAC, DOC) ou en matière organique (marécage aménagé) que de façon occasionnelle (EPA, 2001). En ce qui a trait à leurs inconvénients, notons premièrement que les systèmes de traitements passifs sont moins robustes (Kilborn, 1999), ce qui complique habituellement l'analyse conceptuelle. De fait, la chimie et le débit de l'influent sont davantage contraints à certaines limites. Deuxièmement, ces traitements sont assez récents et peu de critères de conception éprouvés sont reconnus (Brown et al., 2002), ce qui se traduit par une exposition accrue du gestionnaire au risque de défaillance.

Certains traitements passifs réalisent simultanément la neutralisation de l'acidité et la réduction des concentrations en métaux. Ces méthodes nécessitent davantage de contrôle et d'entretien. C'est notamment le cas des traitements passifs utilisant la condition aérobie tels les DOC (Cravotta et Trahan, 1999) ou la combinaison en série des conditions aérobie et anaérobie d'un marécage aménagé (Kilborn, 1999).

Concernant les DOC, la complexité de leur contrôle résulte de l'enrobage graduel de la pierre calcaire par des précipités produits par l'oxydation du fer ferreux en fer ferrique. L'accumulation de précipités d'hydroxydes de fer et d'aluminium peut réduire la capacité de neutralisation du DOC (Watzlaf et al., 1994; Hedin et Watzlaf, 1994; Robbins et al., 1999), bien que cette réduction ne compromet pas nécessairement l'efficacité du drain (Cravotta et Trahan, 1999). Avec un enrobage important, la conductivité hydraulique du drain peut chuter (Watzlaf et al., 1994, 2000a & b ; Robbins et al., 1996) et mener éventuellement au colmatage partiel du DOC (Cravotta et Trahan, 1999). Le remplacement occasionnel de la pierre calcaire enrobée par de la nouvelle peut palier à la dégradation de l'efficacité d'un DOC.

En ce qui a trait aux marécages aménagés, le contrôle de leur efficacité est limité par des contraintes de natures physique, chimique et biologique. Parmi celles-ci, mentionnons la nécessité d'alimenter la biomasse en continu (stockage et renouvellement de matière organique) ainsi que la sensibilité de la biomasse à la variabilité élevée de certains paramètres tels la température et le débit (au Canada notamment). Face à ces avantages et inconvénients, il ressort que quelques traitements passifs présentent un potentiel d'applicabilité intéressant pour la neutralisation du DMA au Canada. Ceux-ci sont les DAC, les marécages aménagés et les bioréacteurs utilisant les bactéries sulfatoréductrices (Kilborn, 1999 ; Neculita et al., 2007).

La sélection du traitement approprié est basée sur la chimie du DMA, le débit de l'influent minier, la topographie locale, les caractéristiques spécifiques du site à traiter et

les coûts (Bernier, 2002 ; Younger et al., 2002). Les deux premiers critères de sélection sont généralement déterminants. À cet effet, l'usage de DAC est réservé au traitement de DMA de débits faibles à moyens (< 20 L/s selon Taylor et al., 2005), d'acidité modérée (< 500 mg/L CaCO₃ et < 150 kg/j CaCO₃ selon Taylor et al., 2005) et de faibles concentrations en OD, Fe³⁺ et Al³⁺ (toutes < 1 mg/L) (Hedin et al., 1994a ; Kepler et McCleary, 1994 ; Ziemkiewicz et al., 2003 ; Watzlaf et al., 2004 ; Taylor et al., 2005). Une concentration de SO₄²⁻ inférieure à 2000 mg/L est également souhaitable selon Hedin et Watzlaf (1994). Les eaux de DMA ne rencontrent pas souvent ces spécifications. À titre d'exemple, seulement 17% des 140 échantillons des eaux de drainage recueillies dans diverses mines de charbon de la Pennsylvanie avaient des concentrations OD, Fe³⁺ et Al³⁺ < 1 mg/L (Cravotta et al., 2001). Pour les autres cas, l'usage de prétraitements aérobie et anaérobie (marécages aménagés, SSPA, DOC) peut rabattre les concentrations en dessous de ces seuils et l'emploi de DAC devient ensuite possible (Cravotta et Trahan, 1999). Une étude de Ziemkiewicz et al. (2003) comparant l'efficacité des types de traitements passifs les plus courants a démontré qu'un DAC constitue souvent la méthode de traitement passif la plus rentable en terme de coûts par tonne d'acidité neutralisée.

L'objectif général de ce projet de recherche est d'étudier l'influence des principales variables physiques d'un drain sur les écoulements, et plus précisément sur certaines variables d'écoulement (dites hydrauliques) influençant la production d'alcalinité d'un DAC. L'utilisation des DAC demeure un concept relativement récent. Aux Etats-Unis, elle découlerait de travaux menés par la Tennessee Valley Authority à la fin des années 1980 (Turner et McCoy, 1990 ; Brodie et al., 1991). Les DAC ont surtout été utilisés pour le traitement du DMA généré par les anciennes mines de charbon, principalement dans les Appalaches aux États-Unis (Hedin et Watzlaf, 1994; Morin et Hutt, 1997 ; Younger et al., 2002). Comparativement au DMA provenant de mines de métaux, les eaux de DMA de mines de charbon sont en général davantage réductrices (plus faibles concentrations en OD et Fe³⁺) et moins acides (Taylor et al., 2005), ce qui les rend plus

aptes au traitement par un DAC. Les eaux de DMA provenant de mines de métaux peuvent être neutralisées par un DAC (Bernier et al., 2002 ; Bernier, 2005 ; Genty et al., 2008), avec l'usage au besoin d'un prétraitement aérobie et anaérobie. Au Québec, des DAC sont notamment en opération à l'ancienne mine Plomb-Zinc Candego en Gaspésie et au site minier de Lorraine au Témiscamingue. Le projet de recherche origine du site de Lorraine, où certains problèmes de performance des DAC ont été observés après leur mise en place en 1999 (Bernier et al., 2001). Le projet ne constitue pas une étude de cas; il s'inspire seulement de la problématique du traitement du DMA au site de Lorraine.

1.2 Le projet de recherche

Malgré la connaissance des limites d'applicabilité d'un DAC quant à la chimie du DMA et l'amplitude des débits de l'influent, il existe jusqu'à maintenant peu de critère de conception bien établis dans la littérature concernant les drains anoxiques calcaires (Bernier, 2002). Ceci est principalement attribuable à la variabilité des conditions locales rencontrées et des multiples combinaisons possibles de types de traitements passifs (Brodie et al., 1991; Walton-Day, 2003). La neutralisation du DMA avec un DAC est un traitement comprenant deux volets inter reliés, soit les volets géochimique et hydraulique. La figure 1.1 illustre la structure de ces liens. Elle montre que la production d'alcalinité d'un DAC est tributaire des paramètres géochimiques. En outre, le volet géochimique dépend du volet hydraulique, par le biais de variables hydrauliques incluant notamment le temps de résidence. Le présent projet traite du volet hydraulique, mais prend en compte certains liens qui l'unissent avec le volet géochimique.

Les recherches des dernières années portant sur les drains anoxiques calcaires ont principalement porté sur la caractérisation des relations physico-chimiques unissant les divers paramètres en présence et sur l'influence que ces derniers ont sur l'efficacité du traitement. La cinétique des réactions de dissolution du calcaire et de production d'alcalinité s'avère complexe lorsque l'on tente de prendre en compte les variabilités

spatiale et temporelle des paramètres. De fait, le volet géochimique du traitement constitue un important champ de recherche.

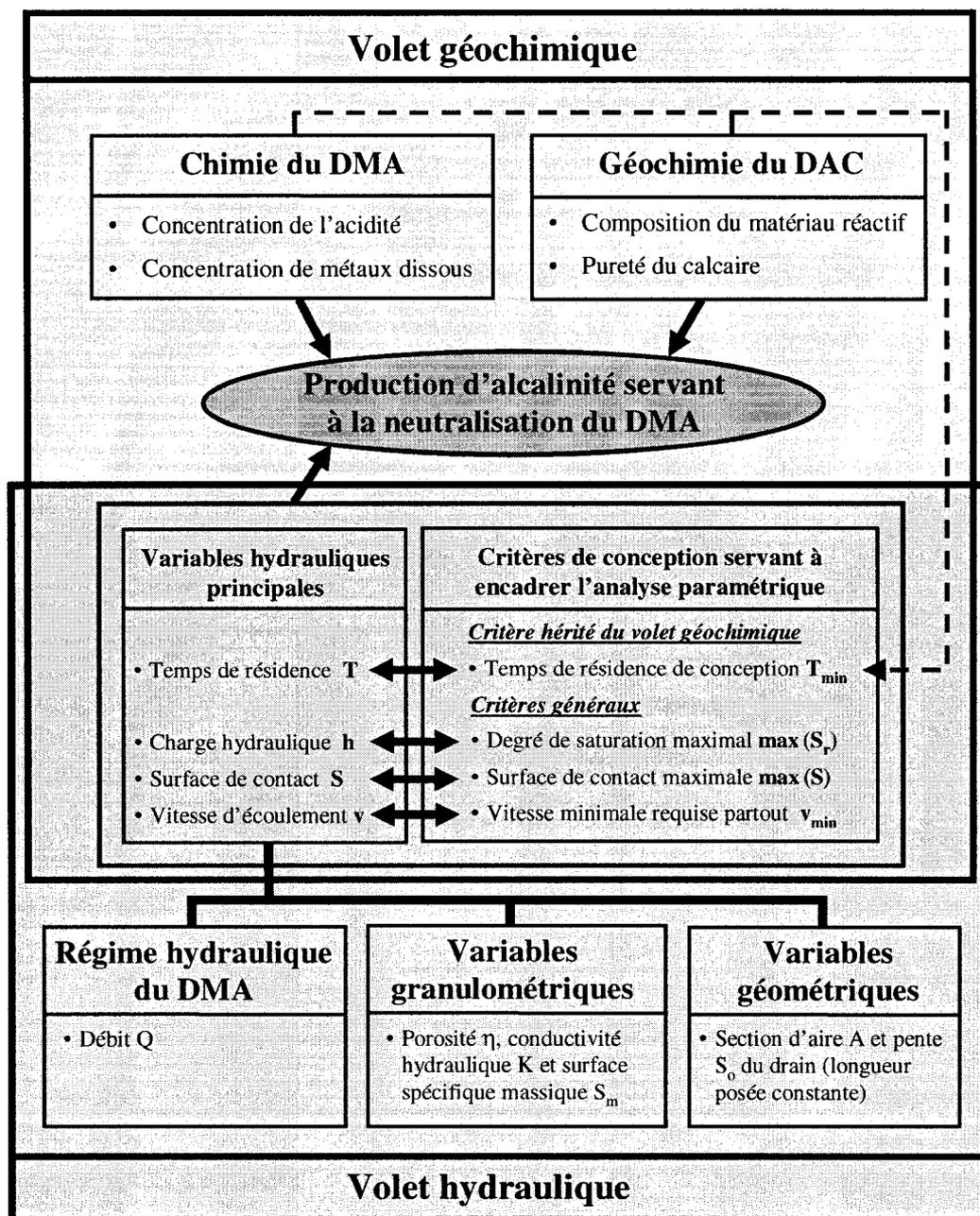


Figure 1.1 : Volets géochimique et hydraulique associés à la production d'alcalinité d'un DAC pour la neutralisation du DMA.

À l'inverse, le volet hydraulique du traitement est rarement analysé de façon systématique. En particulier, l'influence sur les écoulements de la variation du débit Q entrant ainsi que de certaines variables granulométriques (porosité η , conductivité hydraulique K , surface spécifique S_m) et géométriques (section d'aire A , pente S_o) propres au DAC est rarement prise en compte explicitement lors de l'analyse conceptuelle. La pratique usuelle se réduit généralement à définir un seul débit entrant (généralement le débit maximum probable), à estimer un temps de résidence hydraulique minimal correspondant (jugé acceptable pour produire de l'alcalinité selon les besoins au site), à estimer une porosité moyenne du granulat calcaire (posée constante) et à déduire le volume du drain correspondant à construire. Face à cette approche simplifiée, plusieurs auteurs reconnaissent de plus en plus que le débit, la porosité et la surface de contact constituent des paramètres critiques en regard de la production d'alcalinité du drain, et qu'il est donc souhaitable d'évaluer l'influence de leur variation lors de l'analyse conceptuelle (Kilborn, 1999 ; Cravotta et Watzlaf, 2002 ; Aubertin et al., 2002 ; Taylor et al., 2005 ; Genty et al., 2008). Une meilleure connaissance du volet hydraulique s'avère en ce sens souhaitable, et pour ce projet, trois composantes de nature hydraulique sont traitées pour répondre à cet objectif.

La première composante consiste à définir un jeu de variables hydrauliques qui, pour certaines valeurs, favorisent la production d'alcalinité. Ces variables sont valables pour caractériser tant les écoulements saturés que non saturés dans le drain calcaire. Elles sont définies aux chapitres 3 et 4 et sont énumérées aux figures 1.1 (liste partielle) et 4.15 (liste plus complète). De ce jeu de variables hydrauliques, quatre d'entre elles sont dites principales (figure 1.1) parce qu'elles contribuent à caractériser les écoulements de façon générale et parce que les autres variables définies leur sont reliées. Celles-ci sont le temps de résidence hydraulique T , la charge hydraulique h , la surface de contact S et la vitesse d'écoulement v . Les valeurs de ces variables pour lesquelles la production d'alcalinité est favorisée peuvent être considérées comme des critères de conception.

La seconde composante consiste à étudier le comportement des variables hydrauliques dans le cadre d'une analyse paramétrique où les paramètres Q , η , K , S_m , A et S_o seront variés pour différentes configurations de drain calcaire regroupées selon trois types. Comme premier type, un drain homogène avec K et S_m constants. Comme second et troisième types, un drain hétérogène verticalement avec respectivement 2 et 3 valeurs de K et S_m réparties sur différentes couches.

La troisième composante abordée dans cette étude consiste à étudier l'influence des écoulements hétérogènes sur le comportement hydraulique global du drain calcaire. Un réseau d'écoulement hétérogène est caractérisé par des chemins d'écoulement préférentiels et des zones d'écoulement peu actives (*dead zones*). La présence des écoulements hétérogènes peut être favorisée par l'usage de plus d'une granulométrie dans le drain calcaire. Il s'agit alors d'évaluer l'influence des écoulements hétérogènes sur le temps de résidence, afin de déterminer si ces derniers s'avèrent souhaitables ou non dans un drain calcaire, comparativement au cas où le réseau d'écoulement est homogène ou quasi-homogène (cas favorisé par l'usage d'une seule valeur de K et S_m prescrite).

Sur le plan conceptuel, il s'avère stratégique de traiter séparément les volets géochimique et hydraulique selon un certain ordre. Pour ce projet, la procédure suivante a été retenue. La caractérisation du DMA et du matériau réactif conduit d'abord à estimer le temps de résidence de conception T_{min} assurant au DAC une production d'alcalinité suffisante pour neutraliser le DMA. Tel que montré à la figure 1.1, le temps T_{min} est déduit du volet géochimique (exclu de ce mémoire). Cette procédure est décrite plus en détail dans les paragraphes qui suivent. L'étude du volet hydraulique est ensuite réalisée par l'analyse des trois composantes précitées.

Volet géochimique

Le volet géochimique traite des réactions physico-chimiques engendrées par le passage du DMA. La nature et l'importance de ces réactions (dissolution, neutralisation, précipitation, sorption, oxydoréduction) dépendent de la chimie du DMA et des caractéristiques du DAC. Ces caractéristiques sont de nature géochimique (type et pureté du matériau réactif) et hydraulique. La figure 1.1 illustre les composantes de ce volet. La production d'alcalinité doit être maximisée au moyen de réactions géochimiques efficaces et durables pendant la durée de vie envisagée, laquelle peut s'étendre sur plusieurs années (jusqu'à 80 ans et plus selon Brodie et al., 1991). Pour estimer T_{\min} , il est courant de se baser sur les résultats d'un essai de neutralisation de type « *batch* » (*cubitainer test*) (Cravotta et Watzlaf, 2002). La neutralisation est souvent jugée satisfaisante lorsqu'un pH circumneutre est atteint (6 à 7). Cet essai est simple, rapide et économique à réaliser. À partir de cette estimation de la capacité neutralisante du calcaire réalisée en condition artificielle, le concepteur fait un choix conservateur pour estimer T_{\min} . Il analyse ensuite le volet hydraulique.

Volet hydraulique

Le traitement de la seconde composante consiste à comparer, pour différents écoulements étudiés dans le cadre de l'analyse paramétrique, les valeurs des variables hydrauliques définies (variables principales : fig. 1.1 ; ensemble des variables : fig. 4.15) à des critères de conception (la définition de ces variables et critères constituant la première composante). Cette analyse comparative permet une appréciation indirecte (physique plutôt que géochimique) de la capacité qu'a chaque configuration étudiée à favoriser la production d'alcalinité. Elle permet également d'identifier si certains agencements de granulométries (configurations) s'avèrent plus performants que d'autres.

À cette étape-ci, nous nous limiterons à énoncer, dans les prochains paragraphes, les critères de conception associés aux variables hydrauliques principales (encadré vert de la

figure 1.1). La liste des critères de conception définis pour l'ensemble des variables hydrauliques retenues dans l'étude est présentée à la figure 4.15.

Le premier critère de conception est T_{\min} . Pour chaque configuration de drain étudiée, on vise donc une valeur calculée du temps de résidence hydraulique T supérieure à T_{\min} . Outre ce critère, le maintien de la condition anoxie dans le drain favorise la production d'alcalinité, et il est donc souhaitable de favoriser des valeurs élevées de la charge et du degré de saturation du volume total du drain (Hedin et al., 1994a ; Kilborn, 1999 ; Cravotta et Watzlaf, 2002). Conséquemment, le terme $\max(S_r)$ symbolise l'objectif de favoriser de fortes valeurs de S_r et constitue un second critère de conception (figure 1.1). Dans cette étude, le terme $\max(x)$ ne réfère pas à la maximisation mathématique de la variable x , mais plutôt à la recherche de fortes valeurs de la dite variable au sein d'un échantillon de données. Le critère $\max(S_r)$ s'avère pertinent lorsque l'on reconnaît que les DAC ne sont pas nécessairement tous construits et localisés de façon à être en charge en continu tout au long de leur vie utile (réf. figure 3.3).

Par ailleurs, la production d'alcalinité dans un DAC résulte de la dissolution du calcaire, qui elle-même dépend de la surface de contact qu'offre la pierre calcaire au DMA, et le concepteur a donc avantage à maximiser cette surface de contact. (Cravotta et Watzlaf, 2002 ; Taylor et al., 2005). Conséquemment, le critère de conception $\max(S)$ est également défini pour ce projet (figure 1.1).

Le critère de conception général associé à la vitesse d'écoulement est la présence d'une vitesse minimale souhaitable v_{\min} (figure 1.1). Ce critère est surtout utile lorsque le réseau d'écoulement est hétérogène, i.e. où il y a présence de zones aux vitesses élevées et de zones de plus faibles vitesses. D'une part, il est souhaitable d'éviter la présence d'écoulements préférentiels, dans la mesure où les temps de transport de ces derniers risquent d'être inférieurs au temps de résidence minimal acceptable T_{\min} . D'autre part, les zones de faibles vitesses sont jugées peu actives, peu utiles ou mortes (*dead zones*),

car au-delà d'un certain temps de résidence, les gains additionnels d'alcalinité deviennent négligeables (ce seuil est établi entre 15 et 25 h dans la littérature ; Watzlaf et al., 2000a & 2004 ; Cravotta et Watzlaf, 2002 ; Ziemkiewicz et al., 2003 ; Genty et al., 2008). Dans cette étude, la prise en compte du caractère peu utile des zones du drain caractérisées par de faibles vitesses se fait comme suit. D'abord, on définit un certain temps de contact au-delà duquel le gain de production d'alcalinité s'accroît de façon négligeable. Le critère $t_{lc \text{ max utile}} = 72 \text{ h}$ représente ce temps de contact (voir figure 4.16), où $t_{lc \text{ max utile}}$ est le temps de transport maximal utile d'une ligne de courant. Chaque ligne de courant est caractérisée par une trajectoire et un temps de parcours, et advenant que ce temps de parcours excède $t_{lc \text{ max utile}} = 72 \text{ h}$, on limite sa valeur à 72 h. Ensuite, un temps de résidence ajusté (temps de résidence utile T_u) est calculé en utilisant ces valeurs de temps de parcours plafonnées au besoin à 72 h. Enfin, on compare la valeur obtenue pour ce temps de résidence utile T_u à celle obtenue par le calcul usuel du temps de résidence T ($T = V_w / Q$, où V_w est le volume liquide du drain). L'écart indique l'importance de l'hétérogénéité des écoulements dans le drain. S'il existe un écart significatif, cela suggère que le temps de résidence T_u est davantage représentatif des conditions réelles du drain que ne l'est T .

En ce qui a trait aux paramètres de base variés dans l'analyse paramétrique (variables présentées dans l'encadré bleu de la figure 1.1), les paragraphes suivants décrivent brièvement l'étendue de leur plage de valeurs et la méthodologie d'affectation retenue.

Il est reconnu que la variabilité naturelle du régime hydraulique local peut être importante et doit être intégrée pour concevoir un drain au comportement souple et robuste (Kilborn, 1999 ; EPA, 2001 ; Cravotta, 2003). Pour ce projet, la prise en compte de cette variabilité se fait par l'analyse du comportement des DAC pour trois débits de conception (débit minimum probable, moyen et maximum probable). Ces trois débits ont été déterminés en considérant les débits mesurés au site minier de Lorraine, site dont s'inspire ce projet de recherche tel que mentionné précédemment. Concernant les

variables granulométriques (figure 1.1), les conditions d'homogénéité et d'isotropie sont posées valides dans cette étude, ce qui simplifie l'analyse en éliminant la variabilité spatiale de ces paramètres au sein du drain. Ces hypothèses sont acceptables dans la mesure où le drain constitue un milieu poreux assez bien contrôlé initialement (résultant de spécifications du concepteur), et que sa faible étendue spatiale limite la dispersion des valeurs. À l'inverse, ces paramètres risquent de varier dans le temps. Il est dès lors souhaitable de prendre en compte la variabilité temporelle probable de la porosité η , conductivité hydraulique K et surface spécifique massique S_m . Cette variabilité résulte des impacts qu'auraient les processus de dissolution, de tassement et d'enrobage sur les variables η , K et S_m (Hedin et al., 1994 ; Cravotta et Watzlaf, 2002; Aubertin et al., 2002) ; à noter que ce dernier facteur (enrobage) n'est pas considéré dans l'étude.

La prise en compte de la variabilité temporelle de S_m déborde le cadre de ce projet de recherche. Les variations probables de η et K sont pour leurs parts intégrées à l'étude en cinq étapes. Premièrement, différentes granulométries de pierre calcaire sont définies. Deuxièmement, des méthodes d'estimation de K et S_m sont choisies. Troisièmement, un jeu de trois valeurs de porosité η est déterminé pour couvrir l'étendue des valeurs probables compte tenu de l'effet des processus de dissolution et de tassement (soit $\eta = 0,25, 0,35$ et $0,45$), Quatrièmement, les valeurs de K sont calculées en fonction de chaque porosité η , et ce pour toute la gamme de granulométries. Cinquièmement, diverses configurations de DAC sont créées par l'affectation de certaines granulométries au DAC. Pour ce projet, de une à trois granulométries différentes peuvent composer un drain dans le sens vertical (en attribuant les granulométries à différentes couches du drain). Pour chacune de ces configurations, K est calculée en fonction de η .

Concernant les variables géométriques (figure 1.1), la variabilité des conditions spatiales pousse généralement le concepteur à dimensionner le drain de manière à minimiser les coûts. Pour ce projet, cette variabilité est prise en compte partiellement par l'étude de deux sections ($1,67 \text{ m}^2$ et $6,00 \text{ m}^2$) et de trois pentes de drain (1%, 6% et 12%).

Finalement, les écoulements du DMA dans les diverses configurations de drain étudiées par l'analyse paramétrique sont simulés en 3D avec le logiciel d'écoulement saturé Visual Modflow (Waterloo Hydrogeologic Inc., 2002). Par la programmation de calculs des lois d'écoulements souterrains, les variables hydrauliques étudiées sont déduites de chacun des profils piézométriques obtenus. L'analyse paramétrique permet d'identifier si certaines configurations de DAC se démarquent des autres en regard de la bonne performance de leurs variables hydrauliques par rapport aux critères de conception.

1.3 Le mémoire

Ce mémoire présente l'ensemble des travaux effectués dans le cadre de ce projet de maîtrise. Il débute par une revue générale de la problématique du traitement de neutralisation du DMA, en abordant les principaux traitements passifs existants et en mettant l'emphase sur les drains anoxiques calcaires (chapitre 2). Le chapitre 3 présente la majorité des équations de variables hydrauliques utilisées dans l'analyse paramétrique. L'influence de la dissolution du calcaire sur ces variables, ainsi que l'impact des variables hydrauliques sur la production d'alcalinité du DAC y sont traitées.

Le chapitre 4 expose la méthodologie retenue pour systématiser l'analyse paramétrique, ce qui inclut la présentation du modèle numérique employé. Quelques équations de variables hydrauliques utilisées dans l'analyse paramétrique y sont également présentées dans le contexte propre à la méthodologie. Le chapitre 5 est consacré aux résultats de l'analyse paramétrique ainsi qu'à la discussion des résultats. Le Chapitre 6 clôt le mémoire par des recommandations et une conclusion.

Quelques variables utilisées dans l'analyse paramétrique tirent leurs données initiales de mesures relevées au site minier de Lorraine, où quatre DAC furent installés en 1999. Malgré ces quelques références, le mémoire est développé dans un cadre général qui permet l'adaptation de la méthodologie et des résultats à d'autres applications de drains.

CHAPITRE 2 GÉOCHIMIE DE LA NEUTRALISATION DU DMA

2.1 Préambule

Ce chapitre revoit les principaux concepts qui soustendent la neutralisation des eaux de drainage minier acides. La section 2.2 présente la nature et les caractéristiques générales des rejets solides et des effluents miniers. La section 2.3 dresse un aperçu du cadre législatif environnemental au Québec. La section 2.4 présente la source de la problématique du DMA, sa nature et les enjeux économiques de son traitement. La section 2.5 introduit les méthodes de contrôle préventif de formation du drainage minier acide, alors que la section 2.6 présente les méthodes de traitement in situ. Enfin, la section 2.7 traite de l'estimation du temps de résidence de conception pour les systèmes de traitement passif, lequel sera employé dans le volet hydraulique conformément au schéma de la figure 1.1. Il est à noter que le contenu de ce chapitre est en grande partie tiré du manuel sur cédérom de Aubertin et al. (2002).

2.2 Rejets miniers

Les exploitations minières génèrent une grande quantité de rejets sous formes solide, liquide et gazeuse. Pour les besoins du projet, nous nous limitons à décrire brièvement la nature des rejets solides et liquides.

2.2.1 Rejets miniers solides

Les rejets miniers solides comprennent principalement le mort-terrain résultant du décapage et de l'excavation des sols de surface, les roches stériles issues des opérations minières, les rejets du concentrateur et les produits de traitement des eaux. Le mort-terrain excavé, composé de sols naturels, est le plus souvent entreposé en surface sous forme de remblais qu'il est nécessaire de protéger contre l'érosion due à l'eau et au vent.

Les stériles, surtout composés de fragments de roche de granulométrie assez grossière, peuvent servir au remblayage des ouvertures souterraines ou être stockés en surface sous forme d'empilements (appelés haldes). Dans ce dernier cas, leur exposition aux précipitations peut poser certains problèmes particuliers, surtout si ces stériles contiennent des éléments réactifs générateurs de drainage minier acide. Les haldes à stériles sont des ouvrages massifs de grande envergure, pouvant s'élever de plusieurs dizaines de mètres. Au Québec, on génère 50 à 60 millions de tonnes de stériles annuellement.

Les rejets du concentrateur (*tailings*) se composent généralement de roches broyées finement dont on a extrait les substances ayant un intérêt commercial. Ils ont un fort pourcentage de particules fines (passant la maille du tamis 80 microns) et sont habituellement transportés sous forme de pulpe et entreposés dans des aires prévues à cet effet non loin de la mine. La plupart du temps, on les entrepose en surface dans des « parcs à résidus miniers » entourés de digues de retenue. Le Québec produit entre 30 et 40 millions de tonnes de ces rejets annuellement.

Enfin, les produits de traitement des eaux font également partie des rejets miniers solides. Pour les systèmes de traitements actifs, ces produits sont principalement constitués des sédiments et des boues de précipités. En ce qui a trait aux systèmes de traitements passifs, certains d'entre eux (e.g. étangs de décantation) produisent également des boues lorsqu'ils traitent les effluents de mines de métaux. La pierre calcaire devant être occasionnellement remplacée dans les DAC, DOC et SSPA constitue l'autre principal produit de traitement des eaux.

2.2.2 Rejets miniers liquides

Il existe trois classes d'effluents miniers, soit ceux contenant des contaminants non solubles, des contaminants solubles et des contaminants radioactifs. La nature et le degré d'impact environnemental des deux premières classes sont brièvement décrits dans cette

section. Les effluents d'une mine comprennent les eaux d'infiltration (en provenance de la surface ou de la nappe phréatique), des eaux de pluie récupérées directement dans les opérations en fosse ou ayant ruisselé sur les haldes à stériles, des eaux utilisées avec la machinerie ou dans des procédés (ex. contrôle des poussières), ainsi que de l'eau contenue dans le parc à résidus.

Les contaminants non solubles sont constitués de particules solides en suspension dans l'eau qui résultent le plus souvent de travaux de construction ou de phénomènes d'érosion. En général, leurs effets ne sont pas directement toxiques, mais ils empêchent le benthos et le plancton de se développer et ils modifient la migration des poissons en plus de nuire à leur reproduction ou à leur croissance.

Les contaminants solubles comprennent les acides générés par l'exposition des sulfures à l'oxygène de l'atmosphère, les métaux lourds et autres éléments solubles (e.g. Fe, Al, Mn, Zn, Cu, Cd, Hg, Pb, Co, Ni, Ta, As, SO₄) et les contaminants résultant des procédés de traitement des minerais. Les particules de métaux des rejets solides exposées aux acides peuvent se solubiliser et cette combinaison forme le drainage minier acide. Les impacts environnementaux du DMA sont majeurs. D'une part, la survie de la faune aquatique devient menacée à de faibles pH. Or le pH du DMA est très faible, typiquement entre 2 et 3 (Hutchison et Ellison, 1992 ; Banks *et al.*, 1997). D'autre part, la majorité des métaux lourds peuvent s'avérer toxiques sous leur forme soluble, selon leur concentration et la robustesse du milieu récepteur. Cette solubilité dépend du pH de l'eau. Généralement, plus le pH est faible, plus la concentration en métaux est grande. Les métaux en solution peuvent se déplacer très loin (plusieurs kilomètres) en aval du point de déversement et abaisser la qualité des eaux de surface et souterraines. Cette contamination peut en outre continuer de nombreuses années, même après la fermeture des opérations. Il importe donc de mettre en place des modes de prévention dès le début des opérations afin de réduire les dommages et les coûts associés au contrôle du drainage minier acide.

Enfin, les contaminants résultant des procédés de traitement des minerais incluent les agents collecteurs, les cyanures, les agents moussants et les réactifs utilisés dans les procédés de concentration. Ces contaminants présentent tous divers degrés de toxicité pour la vie aquatique. Les réactifs privilégiés par l'industrie sont les moins toxiques et ceux dont la dégradation est la plus rapide. Des thiosels, ou polythionates, se retrouvent également dans les eaux de traitement des minerais de sulfures. Ils peuvent acidifier l'eau (pH de 2,5 à 3,5 typiquement) en aval des points de déversement, même si la solution est neutre lors du déversement.

Pour ces trois groupes d'effluents miniers, les normes usuelles composant les règlements et les directives concernent surtout des produits causant des dommages à la faune aquatique, pour des échantillons prélevés le plus près possible du point de déversement. La section suivante présente un aperçu général du cadre législatif environnemental.

2.3 Législation environnementale

Par le passé, l'industrie minière fut gérée par des décisions généralement guidées par l'intérêt économique et tributaires d'un certain manque de prévoyance, d'information et de législation. Dans bien des cas, cette gestion à courte vue a mené à une dégradation de l'environnement à divers degrés. Depuis, la prise de conscience de la population et les actions de groupes de pression ont forcé le gouvernement et les entreprises à modifier leur approche quant à l'exploitation des ressources minérales. Le Québec a adopté la Loi sur la qualité de l'environnement (LQE) en 1972. Cette loi exprime l'interdiction de polluer et la nécessité d'obtenir une autorisation pour exercer une activité susceptible de modifier la qualité de l'environnement. Une trentaine de règlements dont plusieurs concernent l'industrie minière, découlent de cette loi. Il faut remarquer deux sections de la LQE qui encadrent certains établissements miniers. Mentionnons brièvement la procédure d'évaluation environnementale (section IV.1) qui comprend entre autres l'étude des impacts, des consultations publiques et éventuellement des audiences publiques et qui vise certains types de mines. La section IV.2 de la LQE traite des

attestations d'assainissement mises en œuvre par le PRRI « programme de réduction des rejets industriels ». Les établissements industriels soumis sont tenus d'obtenir une attestation d'assainissement équivalent d'un permis environnemental d'exploitation, renouvelable aux 5 ans et tarifé. Les usines de traitement du minerai y sont assujetties depuis mai 2002.

La Directive 019 (MDDEP, 2005) présente les balises environnementales et les exigences de base requises pour les différentes activités minières, et fournit aux intervenants du secteur minier les renseignements nécessaires à l'élaboration de l'étude de répercussions environnementales préalable à une demande de certificat d'autorisation. Elle sert de guide au promoteur en regroupant les exigences à rencontrer en ce qui a trait principalement à la gestion des eaux et des rejets miniers. Les aspects du contrôle et de la surveillance des effluents miniers ainsi que la réglementation et la législation applicables aux projets miniers y sont détaillés.

Selon les époques, l'application des lois et règlements environnementaux s'inscrit dans différents contextes de gestion des ressources. Certaines compagnies minières ayant jadis opéré dans un cadre législatif permissif ont cessé leurs activités avant que le gouvernement n'ait eu le temps de renforcer les lois environnementales. Certaines de ces compagnies sont aujourd'hui inconnues ou insolvables, et il n'est donc pas possible qu'elles contribuent financièrement à la réparation des dommages (Tremblay et Hogan, 2002). Ces sites abandonnés sont dits orphelins. Pour que de telles situations ne se reproduisent plus, le gouvernement du Québec est intervenu en modifiant, le 9 mars 1995, la Loi sur les mines. Depuis, lorsque des travaux d'exploration ou d'exploitation minière sont réalisés, un plan de restauration et une garantie financière couvrant jusqu'à 70 % du coût prévu des travaux de restauration sur les aires d'accumulation doivent être déposés par les compagnies minières.

De nos jours, les gouvernements et l'industrie s'efforcent d'ajuster l'exploitation des ressources minières selon le principe du développement durable. Un tel développement vise à protéger l'environnement présent et futur contre les effets néfastes de l'exploitation des ressources minérales, tout en faisant en sorte que les bienfaits économiques liés à l'industrie minière restent présents. Divers outils sont disponibles au Québec pour rencontrer cette nouvelle méthode d'exploitation. Il s'agit principalement de l'évaluation environnementale, de la planification de l'aménagement du territoire, de la planification de l'exploitation, de la surveillance des effluents et du plan de fermeture. Le lecteur se référera à Aubertin et al. (2002) pour plus de détails concernant ces outils.

Parmi les divers projets de lutte au DMA mis en place récemment, mentionnons le partenariat gouvernement-industrie créé en 2006 pour la restauration du site Manitou (Val-d'Or), le plus important site orphelin au Québec. Ce projet innovateur consiste à récupérer les résidus stériles d'une nouvelle mine (Goldex) pour neutraliser le potentiel acide du site Manitou. Les économies prévues sont de l'ordre de 12 millions de dollars.

2.4 Le drainage minier acide

2.4.1 Sources du DMA

Le drainage minier acide résulte de l'oxydation naturelle de minéraux sulfureux que l'on retrouve dans les matériaux rocheux exposés à l'air et à l'eau. Les eaux contaminées par le DMA peuvent provenir de divers types d'exploitation, incluant des mines de métaux précieux (or, argent), de métaux de base (cuivre, nickel, zinc, plomb), de charbon et d'uranium. Le phénomène de production d'eaux acides n'est pas exclusif à l'industrie minière. Il est susceptible de survenir dès que des travaux d'excavation ont lieu dans des roches contenant des minéraux réactifs. C'est cependant par l'exploitation d'une mine que l'on risque le plus de générer de grandes quantités d'eaux acides.

Les sources primaires responsables du développement du DMA dans une opération minière sont les haldes rocheuses (stériles), les parcs à résidus (rejets de concentrateur), les mines à ciel ouvert (parois exposées), les travaux souterrains (galeries, chantiers et remblais) et les tas de lixiviation. Les sources secondaires du DMA sont pour leur part associées aux expositions fraîches de roche contenant des sulfures, aux structures conçues à partir de matériaux pouvant être générateurs d'acide, aux enclos contenant le concentré, aux piles de minerais non traités et aux bassins de rétention d'eau.

Contrairement à ce que l'on croyait à une époque pas si lointaine, le drainage minier acide n'est pas un phénomène qui a tendance à s'arrêter de lui-même sur un site; l'acidification du lixiviat peut se poursuivre pendant des centaines (voire des milliers) d'années après la fermeture d'un site, comme on l'observe sur certains sites en Europe (Feasby et Jones, 1994). La persistance de cette pollution engendre d'importants coûts, et la section 2.4.3 en dresse un aperçu. La section suivante présente d'abord la nature des processus de formation du drainage minier acide.

2.4.2 Processus de formation du DMA

Les principaux minéraux sulfureux (ou sulfurés) rencontrés dans les gisements et rejets miniers sont énumérés par Aubertin et al., (2002). Le plus abondant est la pyrite (FeS_2). Les mécanismes conduisant à l'oxydation de la pyrite servent souvent à illustrer le mode de production d'acide. L'oxydation de la pyrite peut être directe ou indirecte.

L'oxydation directe se produit lors d'une réaction chimique (éq. 2.1) entre la pyrite (FeS_2) à l'état solide avec l'oxygène de l'air et l'eau :



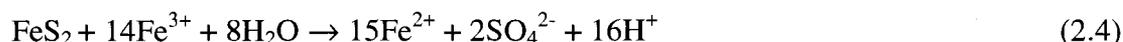
L'oxydation indirecte de la pyrite se produit par une réaction qui met en jeu un oxydant comme le fer ferrique (Fe^{3+}). Lorsqu'il y a dissociation de la pyrite (éq. 2.1), le fer ferreux (Fe^{2+}) produit peut s'oxyder :



Le fer ferrique peut précipiter sous forme d'hydroxyde, comme la ferrihydrite, si le pH est suffisamment élevé :



Lorsque le milieu est plus acide ($\text{pH} \leq 3$ environ), le Fe^{3+} peut alors oxyder la pyrite :



La notion de génération de drainage minier acide devient explicite lorsqu'on combine les réactions précitées (éq. 2.1 à 2.3) pour obtenir la réaction globale (éq. 2.5) qui produit de l'acide sulfurique (H_2SO_4) et un hydroxyde de fer :



L'acidification des effluents se réalise en trois étapes. Dans la première, la pyrite ainsi que d'autres minéraux sulfureux sont d'abord mis en contact avec une eau dont le pH est usuellement proche du point de neutralité ($\text{pH} \cong 6$ à 7). Ils subissent alors une oxydation chimique lente suivant l'équation 2.1; c'est l'oxydation directe. Selon certains auteurs (e.g. Singer et Stumm, 1970; Kleinmann *et al.*, 1981), ce processus peut être catalysé par diverses bactéries, telle *thiobacillus ferrooxidans*, lorsqu'elles sont directement en contact avec les sulfures. Le milieu s'acidifie graduellement autour des sulfures et la deuxième étape du processus s'amorce.

La deuxième étape consiste en la transformation du fer ferreux en fer ferrique selon l'équation 2.2. Il y a alors précipitation d'hydroxyde de fer ($\text{Fe}(\text{OH})_3$), ce qui contribuera à acidifier davantage le milieu (éq. 2.3), engendrant ainsi un pH de plus en plus bas. En deçà de 3,5 environ, le fer ferrique reste en solution et devient un agent oxydant pouvant oxyder la pyrite par la réaction 2.4; c'est l'étape de l'oxydation indirecte.

À la troisième étape, on observe habituellement un effet catalytique marqué des bactéries acidophiles qui contribueraient notamment à accélérer le processus d'oxydation du fer ferreux en fer ferrique. Il en résulte une augmentation de plusieurs ordres de grandeur du taux d'acidification générale (e.g. SRK, 1991). La présence de ces bactéries permet l'établissement d'un processus cyclique mettant en jeu les réactions 2.2 et 2.4 (sans passer par la réaction 2.3). Les métaux lourds présents dans les minéraux sulfureux (e.g. Zn, Mn, Cd, Hg, Fe dans la sphalérite; Fe, Ni, Co, As dans la pyrite) seraient ainsi libérés en même temps que de grandes quantités d'acide sont générées.

La minéralogie des résidus sulfureux et des produits d'oxydation, ainsi que la réactivité des divers sulfures ont fait l'objet de plusieurs recherches dans les dernières années. Il est maintenant établi que la réactivité des sulfures peut varier grandement car plusieurs facteurs l'influencent, notamment la morphologie des particules sulfureuses, la surface exposée, les conditions de l'oxydation, l'humidité, la température, la structure cristalline, la présence d'inclusions et la présence d'autres cations en solution.

Par ailleurs, un autre facteur déterminant dans le processus de génération d'acide dans les matériaux miniers sulfureux est la disponibilité de l'oxygène. En effet, l'oxygène est l'élément déclencheur et généralement le paramètre clé du contrôle et de la prévention des réactions productrices d'acide. S'il est possible de limiter la disponibilité de l'oxygène, il sera possible de contrôler l'oxydation directe des résidus miniers sulfureux.

2.4.3 Incidences du DMA

Pour l'industrie et les gouvernements, les coûts associés au DMA peuvent se révéler très importants. C'est particulièrement le cas pour les anciens sites exploités avant l'adoption de mesures modernes efficaces de prévention et de contrôle. Les coûts de fermeture des sites générateurs d'acides sont beaucoup plus élevés que ceux encourus pour les sites de rejets neutres ou alcalins (non générateurs de DMA); ces coûts sont de 100 000 à

300 000 \$ par hectare dans le premier cas comparativement à environ 2000 à 10 000 \$ dans le second cas (Feasby et Jones, 1994; Marcotte, 1994; Aubertin et al., 1999)

Au Canada, on estimait au début des années 1990 qu'environ 740 millions de tonnes de roches stériles potentiellement acidogènes (qui peuvent générer de l'acide) étaient entreposées en surface, et que près de 1,9 milliard de tonnes de rejets de concentrateur potentiellement acidogènes se retrouvaient dans des parcs à résidus qui couvrent une superficie de plus de 12,5 millions d'hectares. Pour sécuriser et restaurer ces sites, il pourrait en coûter entre 3 et 5 milliards de dollars, selon l'évolution des technologies et des conditions d'application (Feasby et Jones, 1994). Ces coûts seront principalement assumés par différents partenariats entre les industries et les gouvernements fédéral et provinciaux, sauf pour les coûts de réhabilitation des sites orphelins qui ne sont assumés que par les gouvernements. Un rapport produit en 2002 par le Commissaire à l'environnement et au développement durable évaluait à 555 millions de dollars les coûts de restauration des sites miniers orphelins du Nord Canadien dont le gouvernement fédéral a la responsabilité (Tremblay et Hogan, 2002).

Au Québec, un plan d'action sur la restauration des sites miniers abandonnés est en voie de réalisation. En 2005, la province compte encore 69 aires orphelines à restaurer totalisant environ 2000 ha, à un coût estimé à 100 millions de dollars (Bussière et al., 2005). Les 16 aires prioritaires nécessiteront à elles seules des investissements de 46 millions de dollars (MRNF, 2005). À l'échelle mondiale, on estime un coût d'ensemble qui pourrait excéder 100 milliards de dollars (\$US), si l'on inclut les projets en développement en Asie, en Amérique du Sud et en Afrique. Seulement aux États-Unis, les coûts de restauration des 557 000 sites miniers abandonnés pourraient atteindre 32 à 72 milliards de dollars américains. Il y aurait en outre aux États-Unis environ 20 000 km de cours d'eau affectés par le DMA, et ce surtout par des effluents non traités de mines abandonnées (Ziemkiewicz et al., 2003).

La problématique du drainage minier acide est à prendre très au sérieux tant en regard des incidences graves que le DMA peut avoir sur l'environnement que de la complexité des processus engagés et des difficultés que posent sa prédiction, sa prévention et son contrôle. La communauté scientifique et l'industrie minière ont tout de même fait de belles percées au cours des dernières années, et l'industrie est mieux en mesure aujourd'hui de faire face à la situation, du moins pour les nouvelles opérations et pour plusieurs exploitations encore en activité (Brown et al., 2002 ; Ziemkiewicz et al., 2003). Le cas des mines fermées mais non restaurées demeure toutefois très problématique. Les photographies de la figure 2.1 illustrent des exemples de dommages environnementaux causés par les eaux de drainage minier acide provenant de sites miniers abandonnés. La photo A montre un cours d'eau pollué par le drainage minier acide en Pennsylvanie (ECRR, 2008). La photo B montre un cours d'eau du Colorado en période d'étiage.

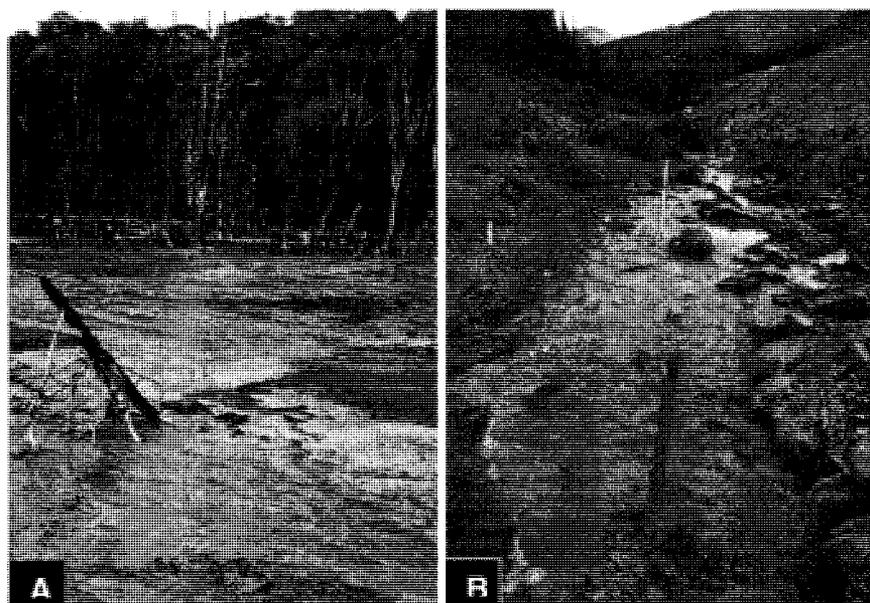


Figure 2.1 : Impact environnemental des eaux de drainage minier acide. A) Cours d'eau de Pennsylvanie (tirée de ECRR, 2008). B) Cours d'eau du Colorado pollué par le DMA provenant des eaux de nappes souterraines en période d'étiage (tirée de USGS, 2008).

2.5 Méthodes de contrôle du DMA

Afin de limiter les incidences environnementales du DMA produit par les rejets miniers réactifs, il est souhaitable de contrôler la production de DMA par la prévention ou la réduction. On entend par prévention les mesures qui visent à inhiber les réactions d'oxydation des sulfures à la source et par réduction (ou atténuation) celles ayant pour effet de limiter la production de DMA en agissant sur des facteurs qui influencent le taux de production d'acide.

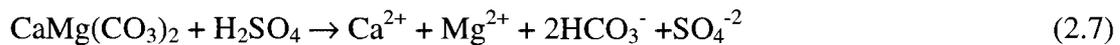
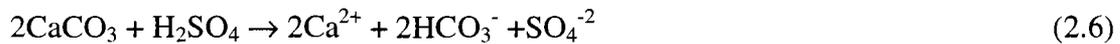
Les méthodes de contrôle qui visent à prévenir la production de DMA ont comme principal objectif d'exclure un ou plusieurs des éléments constitutifs des réactions d'oxydation citées à la section précédente, soit l'eau, l'air ou les sulfures. Quant aux méthodes d'atténuation, elles visent à contrôler le milieu afin de réduire le taux d'oxydation des sulfures. Parmi les facteurs qui influent sur le taux d'oxydation, et sur lesquels on peut agir, on retrouve l'activité bactérienne, la température et le pH (SRK, 1991), auxquels on peut ajouter la passivation des surfaces réactives. Les deux principales approches appropriées aux contextes du Québec et du Canada pour la prévention du DMA sont l'ennoiement (technique du recouvrement en eau) et l'utilisation des effets capillaires présents dans les matériaux poreux (technique des recouvrements multicouches et technique de la nappe phréatique surélevée). Les caractéristiques de ces méthodes sont bien documentées dans la littérature, notamment par Nicholson et al. (1989), SRK (1991), Aubertin et al. (1995, 2002), Li et al. (1997), Bussière et al. (2003, 2006), Dagenais (2005), Trépanier et al. (2005), Dagenais et al. (2006) et Ouangrawa et al. (2007) ; ces techniques ne sont pas présentées ici.

2.6 Méthodes de neutralisation du DMA in situ

Diverses méthodes de traitement in situ ont été développées pour neutraliser le drainage minier acide produit par un site générateur et s'en échappant.

2.6.1 Mécanismes de neutralisation

Certains minéraux possèdent un potentiel de neutralisation intrinsèque grâce à leur capacité de réagir avec l'acide sulfurique et à le neutraliser. Parmi les minéraux ayant le plus grand potentiel de neutralisation, on retrouve les minéraux carbonatés, plus particulièrement la calcite et la dolomite. Les réactions 2.6 et 2.7 illustrent les réactions de la calcite et de la dolomite avec l'acide sulfurique produit par l'oxydation d'un sulfure (e.g. Aubertin et al., 2002) :



Ces réactions montrent qu'il faut deux moles de calcite pour neutraliser une mole d'acide sulfurique et produire des sels dissous, alors qu'une mole de dolomite neutralise une mole d'acide sulfurique. La réactivité de la dolomie s'avère en outre très différente de celle du calcaire (e.g. Genty et al., 2008).

Au fur et à mesure que chacune de ces réactions se déroule, la production d'alcalinité élève le pH et la solubilité des minéraux diminue. Les concentrations des solutés augmentent jusqu'à engendrer la précipitation de minéraux secondaires. Certains de ces minéraux secondaires peuvent être solubles alors que d'autres sont insolubles. Les grands groupes de minéraux secondaires sont les sulfates, les carbonates, les oxydes, hydroxydes et oxyhydroxydes, les phosphates, les arsénates et certains composés halogénés. Parce que la précipitation de minéraux secondaires peut engendrer de l'acidité (e.g. réaction 2.3), elle réduit le potentiel de neutralisation des minéraux primaires, et ce, en fonction de divers facteurs d'influence, incluant la concentration de l'acide, le pH et la température. Il importe donc d'évaluer les minéraux secondaires formés, sans quoi il devient impossible de prédire de façon représentative la capacité d'un minéral primaire à neutraliser l'acide.

2.6.2 Principales méthodes appliquées au Canada

Tel que mentionné à la section 1.1, il existe deux types de traitement de neutralisation, à savoir les traitements actifs et passifs. Le lecteur peut se référer à Aubertin et al. (2002) et Aubé (2004) pour des informations concernant les traitements actifs. Pour le traitement du DMA généré à des sites abandonnés en voie de restauration (par exemple, le site de l'ancienne mine Lorraine au Témiscamingue), les méthodes de traitement passif peuvent s'avérer davantage intéressantes à considérer (section 1.1) selon l'acidité et les concentrations (OD , Fe^{2+} , Al^{3+}) et débits à traiter (Taylor et al., 2005). La prochaine section présente un aperçu des méthodes de traitements passifs ayant un bon potentiel d'applicabilité au Canada. La section 2.6.2.2 présente les caractéristiques générales des drains anoxiques calcaire (DAC).

2.6.2.1 Méthodes de traitement passif

Une revue des systèmes de traitement passif existants a été effectuée dans le cadre des travaux du programme fédéral NEDEM - Neutralisation Des Eaux de Drainage dans l'Environnement Minier - (Kilborn, 1999). De ces travaux, quatre méthodes de traitements passifs sont jugées prometteuses au Canada. Une seule de ces méthodes est dédiée exclusivement au sous traitement de neutralisation du DMA ; il s'agit des drains anoxiques calcaires. Deux autres méthodes jugées d'intérêt visent à la fois la neutralisation de l'acidité et la réduction de la concentration des métaux du DMA Kilborn (1999). Ce sont les marécages aménagés et les bioréacteurs utilisant les bactéries sulfatoréductrices. Neculita et al. (2007) confirment l'applicabilité des bioréacteurs au pays, mais relèvent également l'existence de problèmes de performance à moyen terme (voir aussi URS Report, 2003). Enfin, le traitement par biosorbent constitue le dernier des quatre traitements recommandés (Kilborn, 1999), bien qu'il soit présentement au stade expérimental et dédié exclusivement au sous-traitement de réduction de la charge des métaux. On peut ajouter dans cette dernière catégorie les étangs de décantation, très courants, qui réalisent l'hydrolyse des métaux. Pour une

revue plus récente des solutions de traitements à considérer dans la restauration des sites miniers générateurs de DMA, le lecteur peut se référer à Bussière et al. (2005).

La plupart de ces traitements sont complémentaires dans la mesure où il s'avère souvent avantageux de les combiner selon certains agencements. Les systèmes successifs de production d'alcalinité (SSPA) constituent de tels agencements (Kepler et McCleary, 1994 ; Walton-Day, 2003). Pour obtenir une évaluation comparative des coûts d'investissements et d'entretien des divers traitements passifs, le lecteur peut se référer à Kilborn (1999) et Ziemkiewicz (2003).

2.6.2.2 Drain anoxique calcaire

Il existe diverses géométries de DAC ainsi que diverses méthodes de mises en place. Malgré ces différences, les drains anoxiques calcaires partagent certaines caractéristiques de bases. L'objectif premier demeure toujours de maximiser la production d'alcalinité. Un DAC est constitué d'une tranchée ceinturée de matériau imperméable et remplie de pierre calcaire. Cette tranchée est isolée de l'atmosphère par une couche protectrice afin de produire et d'entretenir la condition anoxie dans le drain. Habituellement, la tranchée est creusée dans le sens longitudinal du terrain et l'écoulement résulte d'une différence de charge entre l'entrée et la sortie du DAC (Cravotta et Watzlaf, 2002). Plus rarement, la tranchée est creusée dans le sens vertical. L'écoulement se produit alors dans le sens ascendant ou descendant. La section du drain peut avoir plusieurs géométries : trapézoïdale, triangulaire, ou même circulaire dans le cas où une grosse conduite fait office de tranchée. La figure 2.2 montre l'étape de remplissage d'une tranchée de DAC par de la pierre calcaire.

Les caractéristiques géométriques, granulométriques et hydrauliques d'un DAC sont traitées aux chapitres 3 et 4. La présente section expose les caractéristiques géochimiques. Les facteurs affectant la production d'alcalinité d'un DAC sont le temps

de résidence, la pression partielle initiale de CO_2 , le pH de l'influent, la granulométrie de la pierre calcaire broyée employée, la concentration en carbonate de calcium du calcaire et la concentration de calcium initiale de l'influent (Watzlaf et al., 2000a).

De ces facteurs, les deux premiers sont les plus déterminants selon Hedin et al. (1994). Tous ces facteurs prennent pour acquis que le DAC est parfaitement étanche à l'atmosphère, ce qui permet de bâtir dans le drain une pression partielle de CO_2 favorable à la dissolution du calcaire (Hedin et al., 1994). La pureté de la pierre calcaire doit être la plus élevée possible en contenu de carbonate de calcium (EPA, 2001), en général d'au moins 90% de CaCO_3 (Brodie et al., 1991 ; Laine et Jarvis, 2003).



Figure 2.2 : Remplissage de la tranchée d'un DAC par de la pierre calcaire (tirée de WVU, 2008).

La formation du DMA et son évolution pendant le traitement de neutralisation dépendent d'une variété de processus géochimiques. On considère souvent que trois classes de processus sont prédominantes, soit les processus de transfert de masse, les processus qui contrôlent la vitesse des réactions et les processus qui modifient les taux des réactions (Perkins *et al.*, 1995). Le tableau 2.1 présente ces trois classes.

Tableau 2.1 : Processus géochimiques potentiellement associés à la formation et à la neutralisation du DMA. (Tiré de Aubertin et al., 2002 et adapté de Perkins et al., 1995).

Processus de transfert de masse	Processus affectant la cinétique	Facteurs modifiant la cinétique
Dissolution / précipitation	Diffusion	Catalyse
Réactions acides-bases	Macroscopique	Bactérienne
Hydrolyse	Microscopique	Galvanique
Redox	Atomique	Abiotique
Co-précipitation		
Échanges gazeux		
Mouillage-séchage		
Sorption	Nucléation	Température
Décomposition radioactive	Réaction de surface	Pression
	Adsorption / désorption	Aire surfacique

L'objectif d'un DAC est de maximiser la production d'alcalinité, non seulement pour neutraliser l'acidité du DMA, mais également pour produire une alcalinité nette. Cette alcalinité nette procure une capacité tampon à l'effluent du drain, qui aide à prévenir la chute du pH en aval du DAC où d'autres traitements, tels un étang de décantation, tendent à acidifier les eaux de drainage (Taylor et al., 2005). Les principes inhérents au traitement passif du DMA par des drains calcaires ont été revus et discutés par Bernier et al. (2002 ; 2003). À l'intérieur du drain, il n'y a pas d'interaction directe entre les carbonates et les résidus miniers. L'acidité de la solution interstitielle est donc celle qui se fait neutraliser lors de la circulation du DMA dans le drain calcaire anoxie. Pour de tels systèmes aqueux carbonatés où le fer est présent, l'alcalinité est définie par l'équation (2.8) et représente la capacité de neutraliser l'acidité (CNA) d'une solution aqueuse riche en fer ferreux (Burke et Banwart, 2002).

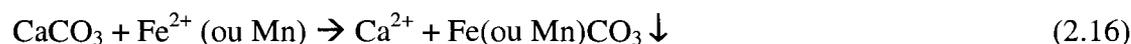
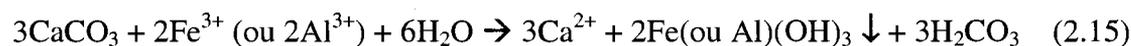
$$[\text{Alcalinité}] \text{ (mg/L CaCO}_3\text{)} = [\text{HCO}_3^-] + 2[\text{CO}_3^{2-}] + [\text{OH}^-] - [\text{H}^+] - 2[\text{Fe}^{2+}] \quad (2.8)$$

Notons que d'autres espèces aqueuses (e.g. borates, anions organiques) peuvent contribuer à l'alcalinité totale dans les eaux naturelles et s'avérer également importantes dans les DAC traitant un DMA (Stumm et Morgan, 1996).

Deux types de réactions chimiques contrôlent le processus de neutralisation (Hedin et Watzlaf, 1994 ; Bernier, 2003). Les réactions 2.9 à 2.13 génèrent de l'alcalinité. Le processus clef contrôlant la production d'alcalinité est la dissolution du calcaire (Bernier et al., 2001), un processus du type transfert de masse (tableau 2.1).



Les réactions 2.14 à 2.16 limitent l'acidité de la solution.



Des réactions semblables se produisent dans un drain dolomitique (CaMgCO_3), mais l'emploi de la dolomie est moins recommandé en raison de son taux de dissolution plus lent que la calcite (Brodie et al., 1991 ; EPA, 2001 ; Genty et al., 2008). Outre la calcite, la serpentine présente également une bonne capacité neutralisante (Bernier, 2005).

Dans un DAC, l'alcalinité est surtout générée par la production des ions bicarbonate (HCO_3^-) qui découle de la réaction (2.12) entre l'acide carbonique (H_2CO_3) et la calcite (CaCO_3). La dissolution des carbonates est favorisée par l'étanchéité du DAC qui retient

le CO₂ dans le drain, ce qui augmente la pression partielle du CO₂. En général, l'alcalinité qui se développe dans un DAC excède rarement 300 mg/L (Watzlaf et al., 2004). L'augmentation de la pression partielle de CO₂ a un effet bénéfique majeur sur la production d'alcalinité. Un drain ouvert à l'atmosphère ne produit guère plus de 40 à 60 mg/L d'alcalinité (Hedin et al., 1994a ; Younger et al., 2002). L'acidité du DMA diminue suite à la neutralisation des protons (H⁺). Le fer ferrique et l'aluminium précipitent sous la forme d'hydroxydes (2.15) tandis que le fer ferreux et le manganèse forment des carbonates (respectivement la sidérite et la rhodochrosite, réaction 2.16).

Il importe de rappeler que le traitement efficace et fiable du DMA dans un drain anoxique calcaire requiert un influent faible en concentrations de OD, Fe³⁺ et Al³⁺ (toutes < 1 mg/L) et SO₄²⁻ (< 2000 mg/L) (Hedin et al., 1994a ; Kepler et McCleary, 1994 ; Hedin et Watzlaf, 1994 ; Ziemkiewicz et al., 2003 ; Watzlaf et al., 2004 ; Taylor et al., 2005). Un drainage minier de pH supérieur à 5 rencontre le critère de concentration Fe³⁺ et Al³⁺ < 1 mg/L (Watzlaf et al., 2000a). Lorsque l'influent a une concentration en OD, Fe³⁺, Al³⁺ ou SO₄²⁻ excédant les critères précités, un second processus de transfert de masse intervient, soit la précipitation (tableau 2.1) de composés secondaires. La pierre calcaire d'un DAC peut ainsi devenir enrobée d'hydroxydes de métaux (surtout de fer et d'aluminium (2.15)), ainsi que de carbonates de fer et de manganèse (2.16) ou de gypse (2.13). L'accumulation d'un enrobage (*armorings*) est susceptible de nuire à la dissolution de la pierre calcaire (Hedin et Watzlaf, 1994; Robbins et al., 1999 ; Watzlaf et al., 2004, St-Arnault et al., 2005) et donc à la neutralisation de l'acidité du DMA.

La précipitation des hydroxydes se produit entre des valeurs de pH de 3 et 4 pour le fer et entre 4 et 5 pour l'aluminium. La précipitation des hydroxydes d'aluminium se produit indépendamment de la concentration d'oxygène dissous de l'influent et elle ne dépend que du pH (Kepler et McCleary, 1994). De plus, contrairement aux hydroxydes de fer qui enrobent généralement les grains de calcaire, les précipités d'hydroxydes

d'aluminium ont tendance à se former dans les vides du drain (Kepler et McCleary, 1994 ; Robbins et al., 1999, Watzlaf et al., 2004, St-Arnault et al., 2005). Cette particularité rend ce type de précipité très dommageable à l'intégrité hydraulique et chimique du DAC.

Rappelons que contrairement aux DAC, les drains ouverts calcaire « DOC » fonctionnent en condition aérobie, tout comme les canaux de calcaire « COC ». Ces drains et canaux ne peuvent donc pas empêcher la réaction 2.2 de se produire. La production d'ions ferriques Fe^{3+} qui s'en suit engendre alors la précipitation des hydroxydes des réactions 2.3 et 2.15 dans le drain. Cette précipitation permet de réduire la charge en métaux de l'effluent du drain, mais son dépôt sur les particules de calcaire n'est pas souhaitable car il réduit la production d'alcalinité, et donc le pouvoir neutralisant du DOC. Néanmoins, plusieurs études suggèrent que cette réduction de la capacité neutralisante d'un drain en condition aérobie est généralement faible à moyenne (e.g. Cravotta et Trahan, 1999 ; Robbins et al., 1997 ; Ziemkiewicz et al., 1997). En général, on observe que les DOC et COC ne sont pas aussi efficaces que les DAC pour neutraliser le DMA. Ils réduisent par contre la concentration du fer total et sont ainsi parfois employés comme pré-traitement de DMA ayant de fortes charges en métaux (Cravotta et Trahan, 1999). Lorsque le drainage minier est alcalin, un étang de décantation et un marécage aménagé aérobie sont plutôt retenus pour réaliser cette tâche.

Concernant les carbonates de fer (sidérite) et de manganèse (rhodochrosite), la formation de ces précipités secondaires est liée à la hausse du pH du DMA résultant des réactions 2.9 à 2.13. Les cinétiques de précipitation de la sidérite et de la rhodochrosite sont lentes (Jensen et al., 2002), et ces précipités n'enrobent donc pas nécessairement la pierre calcaire. Le cas échéant, l'enrobage peut ne pas s'avérer important. Ces précipités peuvent également être en partie évacués par le débit circulant dans le DAC, surtout lorsque les vitesses sont élevées.

Enfin, la précipitation du gypse ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) peut être limitée si $\text{SO}_4^{2-} < 2000 \text{ mg/L}$. En dessous de cette concentration, l'eau dans un DAC demeure sous saturée par rapport au gypse, ce qui prévient sa précipitation (Hedin et Watzlaf, 1994 ; Robbins et al., 1999).

En résumé, un influent contenant des concentrations inférieures à celles précitées limite l'enrobage de la pierre calcaire par les trois principaux types de précipités secondaires (précipités d'hydroxydes de fer et d'aluminium, de carbonates de fer et de manganèse, et gypse). Ce faisant, on s'assure que les réactions de dissolution du calcaire prédominent sur les réactions de précipitation, ce qui résulte en une production nette d'alcalinité.

D'autre part, les autres processus géochimiques énumérés au tableau 2.1 influencent moins la neutralisation du DMA dans un DAC. Comparativement à la dissolution et la précipitation, les températures hivernales d'un climat nordique n'auraient notamment pas effet nuisible sur les performances des DAC (Kilborn, 1999). Aussi, le risque d'infiltration le long du drain d'eau de la nappe phréatique locale serait en général sans conséquence sur la production d'alcalinité selon Watzlaf et al. (2000a). Ces auteurs sont d'avis que les eaux souterraines ont typiquement des concentrations faibles en oxygène dissous et contiennent même souvent des pressions partielles en CO_2 supérieures à celles de l'atmosphère, ce qui fait qu'elles contribuent dans ces cas à la production d'alcalinité.

Il faut, en terminant cette revue, rappeler que les réactions à la base des divers processus sont rarement présentes à l'équilibre, ce qui constitue une difficulté additionnelle à la caractérisation des processus. L'importance de chacun des processus dépend de variables hydrauliques qui elles-mêmes dépendent de variables granulométriques et géométriques (figure 1.1). Par exemple, les processus de diffusion et de dissolution sont entre autres influencés par la surface de contact entre le DMA et la matrice, de même que par la porosité (microscopique et macroscopique) du granulat calcaire.

Cette revue a permis de mettre en lumière la complexité propre à l'étude des divers processus qui composent le volet géochimique du traitement de neutralisation du DMA dans un DAC. Elle illustre également l'avantage stratégique de décomposer l'analyse conceptuelle d'un DAC en ses volets géochimique et hydraulique. La détermination préalable de variables hydrauliques optimisées permet en effet de fixer ces dernières à l'intérieur d'une certaine plage lors de l'étude du volet géochimique. Le nombre de variables à prendre en compte est diminué, ce qui simplifie l'étude de ce volet.

2.6.3 Critères de sélection d'un système de traitement passif

Tel que mentionné en introduction, la sélection du mode de traitement passif approprié est basée sur la chimie du DMA, le débit de l'influent minier, la topographie locale, les caractéristiques spécifiques du site à traiter et les coûts (Bernier, 2002 ; Younger et al., 2002). Hedin et al. (1994a) ont élaboré un organigramme de sélection basé sur les deux premiers types de critères, lesquels sont généralement déterminants. Tel que mentionné précédemment, ces auteurs suggèrent de réserver l'usage d'un DAC aux influents de OD, Fe^{3+} et $\text{Al}^{3+} < 1 \text{ mg/L}$, bien que ces critères s'avèrent rarement rencontrés en pratique (Cravotta et al., 2001).

Pour les autres cas, l'usage de pré-traitements aérobie et/ou anaérobie peut rabattre les concentrations en dessous de ces seuils et l'emploi de DAC devient ensuite possible. Kepler et McCleary (1994) ont ainsi démontré que le traitement d'un DMA de OD entre 5 et 9 mg/L par un système successif de production d'alcalinité (SSPA) a permis de réduire la concentration en OD à 0,2 mg/L ou moins. En outre, des essais à court terme (moins de 2 ans) ont montré que l'emploi d'un drain calcaire à lui seul pourrait remplir le rôle de ce pré-traitement lorsque l'influent est aérobie ($\text{OD} > 1 \text{ mg/L}$) et de concentrations de Fe^{3+} et Al^{3+} faibles à modérées (1 à 20 mg/L) (Watzlaf, 1997 ; Sterner et al., 1998 ; Cravotta et Trahan, 1999). Ces critères sont assez semblables à ceux émis par Brodie et al. (1991), Skousen (1999), Younger et al. (2002) et Ziemkiewicz et al. (2003). Un drain calcaire soumis à de telles conditions se comporte comme un DOC

même s'il n'est pas ouvert à l'atmosphère, et son emploi comme pré-traitement en amont d'un DAC nécessite la présence de fortes vitesses afin d'entraîner une bonne partie des précipités secondaires à l'exutoire du drain (Cravotta et Trahan, 1999). La pente d'un DOC doit être suffisante pour permettre l'atteinte de telles vitesses (Ziemkiewicz et al. (2003) recommandent $S_o \geq 12\%$), sans être trop élevée afin de garantir un temps de résidence minimal (Taylor et al. (2005) recommandent $S_o \leq 17\%$).

La figure 2.3 regroupe l'organigramme de Skousen (1999) et celui de Ziemkiewicz et al. (2003), les deux étant adaptés de Hedin et al. (1994a). Pour un organigramme de décision davantage simplifié, le lecteur peut se référer à celui de Laine et Jarvis (2003).

La complémentarité des modes de traitement est mise en évidence sur la figure 2.3. On remarque également que pour les concentrations d'influent ciblés, le traitement global du drainage minier acide (neutralisation et réduction de la concentration des métaux) nécessite toujours la combinaison d'au moins deux étapes de sous traitement. Pour une étude comparative des performances et coûts des principaux types de traitements passifs, le lecteur peut se référer à Ziemkiewicz et al. (2003).

La figure 2.4 illustre un exemple de SSPA, dont l'usage est considéré dans l'organigramme de la figure 2.3. L'usage d'un SSPA s'adresse aux cas où l'alcalinité produite par le DAC s'avère insuffisante pour tamponner à elle seule l'acidité produite en aval par les traitements de réduction de charges en métaux.

Le SSPA de la figure 2.4 vise d'abord à produire de l'alcalinité, au moyen du DAC. L'écoulement en cascade du DMA à la sortie du DAC favorise l'oxydation du fer ferreux en fer ferrique (réaction 2.2). Par la suite, le passage du DMA dans un étang de décantation provoque l'hydrolyse du fer ferrique et de l'aluminium selon la réaction 2.3. La réduction de la charge en fer et en aluminium s'accompagne d'une acidification de la solution. En aval de l'étang, on retrouve un marécage aménagé, constitué dans cet

exemple d'un milieu réducteur (marécage anaérobie colonisé par des BSR, lesquelles réduisent les concentrations en métaux et produisent de l'alcalinité), superposé à un milieu anoxique (lit de pierre calcaire, produisant de l'alcalinité). Enfin, l'effluent du marécage peut être de nouveau introduit dans un étang de décantation en guise de traitement de polissage.

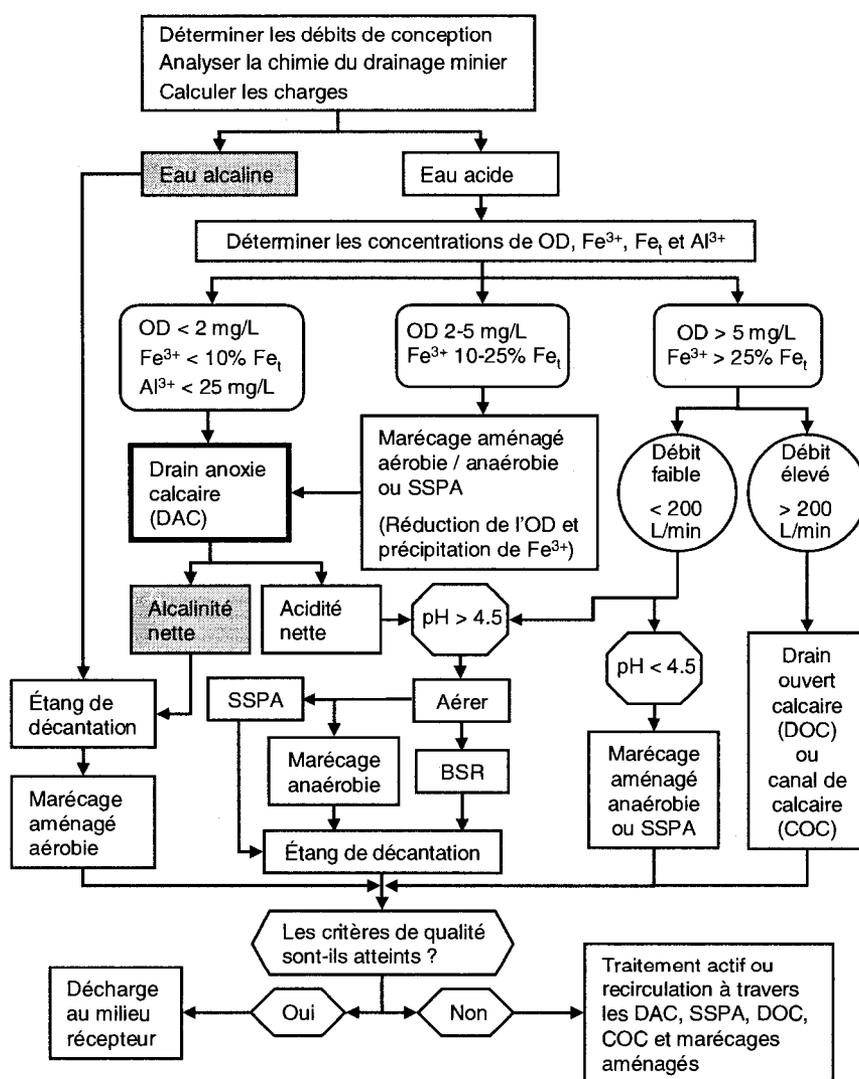


Figure 2.3 : Organigramme de sélection d'un système de traitement passif (d'après Hedin et al., 1994a ; Skousen, 1999 ; Ziemkiewicz et al., 2003)

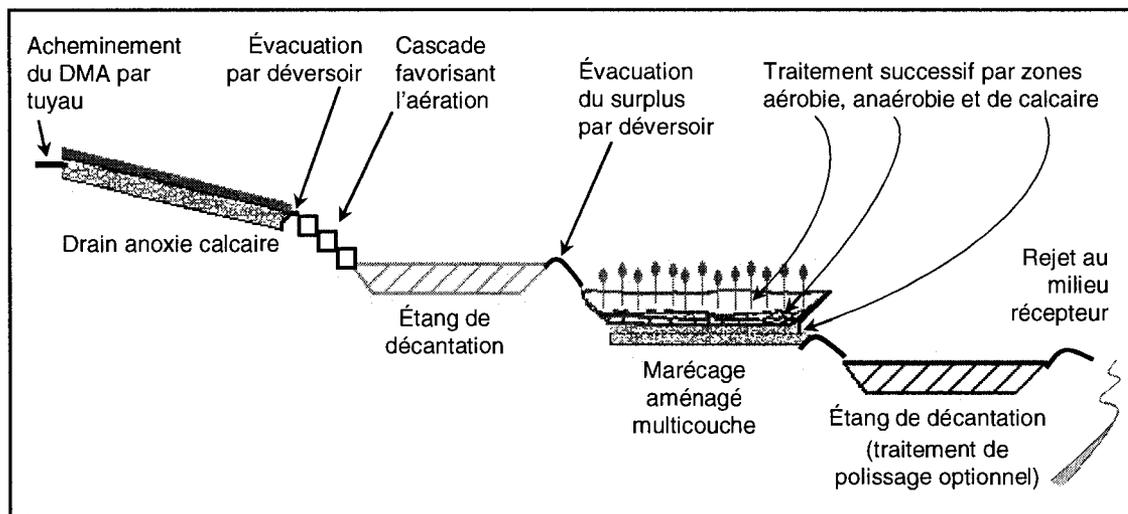


Figure 2.4 : Exemple de système successif de production d'alcalinité (SSPA)
(inspiré de SCRIP, 2005).

2.6.4 Neutralisation du DMA au site minier Lorraine

Le gisement de la mine Lorraine fut découvert en 1961 par prospection de surface. Cette ancienne mine est localisée dans le canton de Gaboury au Témiscamingue, à environ 15 km au sud-est de la municipalité de Latulipe. On y a exploité le cuivre, le nickel, l'or et l'argent. L'exploitation de la mine, entre 1964 et 1968, a laissé plus de 600 kilotonnes de résidus miniers riches en sulfures. Le site occupe une superficie de 22 hectares, dont 10 hectares sont couverts par les résidus miniers.

Le mode de restauration retenu fut une couverture à effet de barrière capillaire (CEBC) pour le parc à résidus (proposé par Aubertin, 1996) et un système de traitement passif composé de quatre drains (un clacaire, et trois dolomitiques (« Dol-1, Dol-2 et Dol-3 ») pour traiter les eaux de DMA recueillies aux deux exutoires du parc. Un programme de suivi des performances du système et de l'évolution de la qualité des eaux est réalisé depuis la mise en place de la couverture (Dagenais et al., 2002 ; Bernier et al., 2001, 2002). L'analyse hydrogéologique réalisée pour la mise en place de la CEBC est

résumée par Nastev et Aubertin (2000). Cette analyse prédit un rabaissement lent du niveau de la nappe suite à la mise en place de la CEBC (Dagenais, 2005).

Lors de la mise en place par le MRNF des quatre DAC au site de Lorraine en 1998, relativement peu d'information était disponible pour guider la conception de ce type de traitement passif pour un DMA de mines métalliques. La performance de ces DAC est depuis lors surveillée afin notamment d'évaluer l'impact des critères de conception employés sur l'efficacité de la neutralisation (St-Arnault et al., 2005). Une évaluation préliminaire de la performance des DAC de Lorraine a été publiée par Bernier et al. (2001).

Parallèlement au programme de suivi mis en place, le MRNF et d'autres partenaires ont confié à la Chaire industrielle CRSNG Polytechnique-UQAT en environnement et gestion des rejets miniers le mandat d'améliorer les connaissances sur les DAC, dans le but de déterminer des critères de conception pour les volets géochimique et hydraulique du traitement (Bernier, 2003, 2005 ; Neculita et al., 2007). Dans le cadre des travaux de recherche effectués pour le volet géochimique, un projet fut mené avec Géoberex Recherche sur la simulation du traitement passif d'un DMA synthétique avec divers matériaux neutralisants (Bernier, 2003). Ce projet avait entre autres pour objectif d'évaluer un temps de résidence approprié pour le traitement par des drains. L'évaluation de ce temps de résidence de conception à partir de ces essais de neutralisation fait l'objet de la section 2.7.

2.7 Temps de résidence de conception

Le temps de résidence hydraulique de conception est défini comme la valeur minimale du temps de résidence du DMA dans le DAC pour assurer une neutralisation suffisante, laquelle se traduit par l'atteinte d'un pH circumneutre (6-7) à la sortie du drain. Ce pH favorise en effet la précipitation subséquente des métaux par hydrolyse dans un étang de

décantation, alors que l'alcalinité des bicarbonates associée à ce pH neutralise l'acidité produite par l'hydrolyse des métaux (Hedin et Watzlaf, 1994).

2.7.1 Essais de neutralisation du DMA du site de Lorraine

Il est courant de se baser sur les résultats d'un essai de neutralisation réalisé en cellule humide (de type « batch », *cubitainer test*) pour établir le temps de résidence de conception (Cravotta et Watzlaf, 2002). Cet essai mesure le temps requis par une masse spécifique de pierre calcaire pour neutraliser dans un récipient en condition anaérobie un DMA représentatif de celui à traiter au site générateur.

Divers essais de neutralisation ont été réalisés par Bernier (2003) et Genty et al. (2008) avec des DMA synthétiques approximant les caractéristiques du DMA de Lorraine. Trois de ces essais furent réalisés en condition anaérobie pour trois différents temps de contact, soit 24, 48 et 72 heures. Le tableau 2.2 présente les résultats obtenus pour quatre types de matériaux neutralisants.

Tableau 2.2 : Résultats des essais de neutralisation en cellules humides réalisés par Bernier (2003) pour un DMA synthétique jugé représentatif du DMA échantillonné au site de Lorraine entre 1999 et 2002.

Matériau neutralisant	Composition dominante	D ₆₀ (mm)	D ₁₀ (mm)	Surface spécifique massique (m ² /kg)	Ratio DMA / roche	pH initial	pH après 24h	pH après 48h	pH après 72h
Serpentine	MgSiO ₃	5	15	0,213	0,326	1,60	4,74	6,15	5,95
Dolomie	CaMg (CO ₃) ₂	15	18	0,096	0,310	1,60	2,56	5,26	5,28
Marbre	CaCO ₃	15	18	0,096	0,335	1,60	4,78	5,74	5,74
Magnésite	MgCO ₃	11	15	0,087	0,295	1,60	3,38	5,11	5,09

Il est à noter que Bernier a tenté d'employer des granulométries semblables pour les quatre matériaux identifiés au tableau 2.2. La granulométrie de la serpentine est néanmoins légèrement plus fine que celles des trois autres matériaux, ce qui résulte en une surface spécifique massique S_m initiale de plus du double de celles des trois autres matériaux. Or, une valeur plus élevée de la surface spécifique d'un matériau favorise à priori le potentiel de neutralisation. Pour la serpentine, on ne peut évaluer l'importance relative de cet avantage sans avoir testé une granulométrie de serpentine ayant une S_m semblable à celle des trois autres matériaux.

2.7.2 Détermination du temps de résidence de conception T_{min}

L'analyse des résultats de Bernier (2003) présentés au tableau 2.2 indique qu'un temps de contact entre 24 et 48 heures en cellules fermées semble produire un pH optimal ; au-delà de 48 h, la hausse du pH est nulle ou très lente. Ce tableau montre en outre que seule la serpentine produit un pH circumneutre tel que souhaité. Néanmoins, il faut prendre en compte que les valeurs initiales du pH et de l'acidité du DMA de conception utilisé par Bernier (2003) (pH de 1,6 et acidité de 28 g/L $CaCO_3$) se situent respectivement aux bornes inférieure et supérieure de la majorité des eaux de drainage minier acides (cas très sévère). Dans ce contexte, les hausses de pH pendant les essais de neutralisation (tableau 2.2) s'avèrent marquées à très marquées.

Le tableau 2.2 montre également que la serpentine et le marbre calcaire peuvent générer un pH au-delà de 5,5 en utilisant un temps de contact entre 24 et 48 heures. Ce pH est tout juste suffisant pour initier les réactions de précipitations d'hydroxydes de fer et d'aluminium en aval du drain, la précipitation de ces hydroxydes se produisant respectivement entre des pH de 3 et 4 et entre 4 et 5. Sur la base de ces résultats d'essais, un temps de résidence de 48 h a été jugé adéquat pour obtenir une neutralisation satisfaisante selon le critère du pH circumneutre de Hedin et Watzlaf (1994).

Notons néanmoins que l'on retrouve dans la littérature des recommandations de temps de rétention qui sont inférieures à 24 heures. Par exemple, Faulkner et Skousen (1994) suggèrent entre 15 à 20 heures ; Hedin et Watzlaf (1994) recommandent 15 heures en moyenne pour une plage entre 14 et 23 heures. Watzlaf et al. (2000a) affirment pour leur part qu'en général, un temps de contact de 15 heures permet aux DAC de générer au moins 85% de l'alcalinité totale produisible. Plus récemment, Younger et al. (2002), Taylor et al. (2005) ainsi que Genty et al. (2008) ont souligné qu'un temps de résidence de 15 heures peut-être suffisant, mais que cette valeur constitue un minimum à rencontrer. Cravotta et Watzlaf (2002) ainsi que Watzlaf et al. (2004) montrent par ailleurs que sur dix DAC de charbonage situés dans l'Est des Etats-Unis, les gains d'alcalinité les plus marqués se produisent dans les drains ayant des valeurs de temps de résidence de 36 heures et plus.

Face à ces diverses recommandations, il convient de rappeler que ces sources d'information comportent chacune une certaine imprécision. D'une part, la nature des essais de type « batch » est entâchée d'incertitude pour la transposition des résultats aux conditions in situ. D'autre part, l'estimation des temps de résidence aux drains in situ est aussi entâchée d'une imprécision non négligeable (Watzlaf et al., 2000a & 2004). Enfin, nous verrons au chapitre suivant que le processus de dissolution fait diminuer le temps de résidence effectif avec l'âge du DAC. Dans ce contexte, un temps de résidence de conception T_{\min} de 48 heures a été retenu de façon conservatrice. L'approche utilisée par la suite peut aisément être adaptée à d'autres temps de résidence.

2.7.3 Temps de transport maximal utile $t_{lc \text{ max utile}}$

La section 2.7.2 a permis de définir la valeur du critère de conception T_{\min} . La présente section définit un second critère, le temps de transport maximal utile d'une ligne de courant, défini par $t_{lc \text{ max utile}}$.

Dans cette étude, plusieurs écoulements sont simulés dans des drains modélisés en 3D, et les réseaux d'écoulement résultants sont analysés. Un réseau d'écoulement est constitué d'un ensemble de lignes de courant circulant dans le drain, de l'entrée à la sortie. Chaque ligne de courant est caractérisée par une trajectoire et un temps de parcours. Le modèle numérique permet d'estimer la valeur du temps de parcours correspondant à chaque ligne de courant. La valeur du temps de parcours de chaque ligne de courant est attribuée à un paramètre, $t_{lc\ k}$, lequel est défini en détail à la section 3.4. À cette étape-ci, nous simplifions la définition de $t_{lc\ k}$ comme étant le temps de parcours d'une ligne de courant circulant de l'entrée à la sortie du drain. L'indice « lc » symbolise ligne de courant, et k identifie une couche du drain (le drain est modélisé en couches superposées et une ligne de courant circule dans chaque couche).

La section 3.4 présente diverses équations qui sont fonctions de $t_{lc\ k}$. Ces équations définissent des paramètres hydrauliques développés pour caractériser l'impact des écoulements hétérogènes sur le temps de résidence du drain (troisième composante, section 1.2). L'un de ces paramètres (défini à la section 3.4) évalue la contribution de chaque couche au temps de résidence « utile » du drain. Par utile, on entend « qui génère un gain d'alcalinité non négligeable ». Le critère $t_{lc\ max\ utile}$ définit la durée au-delà de laquelle on peut considérer que le gain d'alcalinité est négligeable. L'analyse des résultats d'essais de neutralisation de Bernier (2003) (tableau 2.2) montre que l'augmentation du pH est nulle ou très lente au-delà de 48 h. Toutefois, il convient de rappeler que la nature des essais de type « batch » engendre une incertitude pour la transposition des résultats aux conditions in situ. En conséquence, $t_{lc\ max\ utile} = 72\ h$ est choisi de façon conservatrice. La valeur de $t_{lc\ max\ utile}$ est présentée à la figure 4.15.

CHAPITRE 3 VOLET HYDRAULIQUE DE L'ANALYSE D'UN DAC

3.1 Critères généraux de conception physique

Tel que mentionné à la section 2.6, il existe diverses géométries et méthodes de mises en place de DAC. Pour ce projet, nous nous attardons aux drains les plus communs, soit ceux de forme longitudinale mis en place horizontalement ou de façon inclinée.

Afin de traiter toutes les eaux de drainage minier acide produites localement, ces dernières doivent d'abord être captées, généralement à l'aide de digues et de fossés de drainage (MDDEP, 2005). Un fossé de drainage est une tranchée parfois remblayée de matériau de conductivité hydraulique élevée. Ces fossés sont mis en place de manière à ceinturer les zones susceptibles de transporter le DMA. Dans le cas d'un parc à résidus circonscrit d'une digue, le fossé se situe habituellement un peu en aval du pied de la digue. Une fois captées, ces eaux sont ensuite acheminées à l'entrée du DAC par un réseau collecteur, lequel peut être constitué d'une ou quelques conduites d'alimentation enfouies (EPA, 2001). L'entrée du DAC peut également être connectée directement dans le fossé de drainage, à condition que ces eaux demeurent isolées de l'atmosphère. La figure 3.1 illustre une application de DAC drainant un parc à résidus miniers. Dans la présente section, cette figure est employée pour représenter les liens existants entre un parc à résidus et le DAC dans le cadre d'une analyse conceptuelle. La connaissance des caractéristiques de la nappe phréatique (forme, étendue, déplacement) facilite la compréhension du régime hydraulique alimentant le DAC.

La figure 3.1 est basée sur les conditions en place au site de Lorraine et est inspirée d'une figure de Nastev et Aubertin (2000). Ces auteurs ont mené des travaux de modélisation hydrogéologique du site de Lorraine pour notamment prévoir la position de la nappe de DMA dans le parc à résidus suite à la mise en place d'une CEBC.

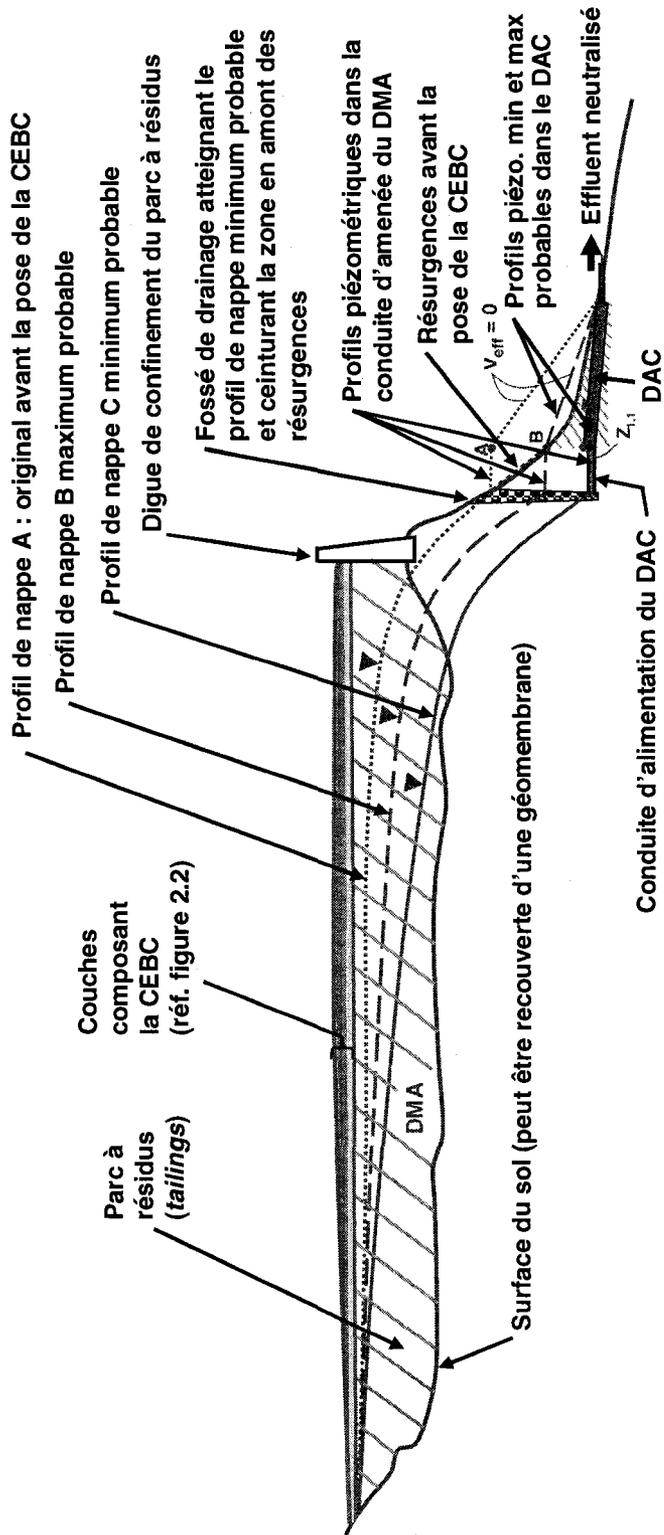


Figure 3.1 : Coupe longitudinale d'un parc à résidus recouvert d'une CEBC et drainé par un DAC. Inspiré de Nastev et Aubertin (2000) et des conditions en place au site de Lorraine. Facteur d'amplification de l'échelle verticale d'environ 10. Le profil piézométrique du DAC débutant au point A correspond au profil de nappe A du parc à résidus si le DAC est installé avant ou peu après la mise en place de la CEBC. Les profils de nappe B et C du parc à résidus génèrent respectivement dans le drain un écoulement en charge (passant par le point B) et un écoulement à nappe libre. La vitesse effective de l'eau, v_{eff} , est définie aux équations 3.26 et 3.27.

Selon les résultats de Nastev et Aubertin (2000), la nappe du parc à résidus devrait s'abaisser d'environ deux mètres sur une période de vingt ans suite à la mise en place de la CEBC en 1998. Pour l'exemple d'application montré à la figure 3.1, deux profils piézométriques prévus sont montrés. Il s'agit d'une application où le concepteur du DAC déciderait d'employer les profils piézométriques prévus extrêmes (hauteur minimale probable et maximale probable) plutôt qu'un seul profil piézométrique prévu moyen. Ces profils piézométriques limites peuvent être obtenus par modélisation hydrogéologique de manière à prendre en compte les caractéristiques hydrologiques et hydrogéologiques locales jugées probables par le concepteur. Cette pratique vise à augmenter la robustesse de la conception du DAC et à minimiser l'impact des incertitudes entachant les calculs. Sur la figure 3.1, on remarque que les profils de nappe B et C du parc à résidus se prolongent jusque dans le drain pour créer des écoulements respectivement en charge ou à nappe libre. Le profil de charge dans le DAC débutant au point A est ajouté sur la figure 3.1 pour illustrer les conditions artésiennes pouvant exister lorsque le DAC est installé avant ou peu après la mise en place de la CEBC. Des résurgences de DMA apparaissaient alors tel que montré sur la figure 3.1.

La figure 3.2 présente une vue agrandie du DAC de la figure 3.1, pour le cas fictif d'un DAC mis en place horizontalement, avec un étang de décantation ajouté à la sortie pour favoriser la précipitation des métaux de l'effluent neutralisé. Il est important de construire le drain de façon à ce qu'il soit possible d'échantillonner le DMA à l'entrée et à la sortie du DAC pour permettre d'évaluer sa performance (DEP, 2001). Habituellement, la mesure du débit n'est réalisée qu'à la sortie du drain. Or, des infiltrations d'eau dans le DAC provenant de l'infiltration de la nappe phréatique sont possibles (Watzlaf et al., 2000a), par exemple le long des parois latérales du drain. Afin de connaître le débit de DMA non dilué, il s'avère souhaitable de permettre également la mesure du débit du DMA à l'entrée du drain.

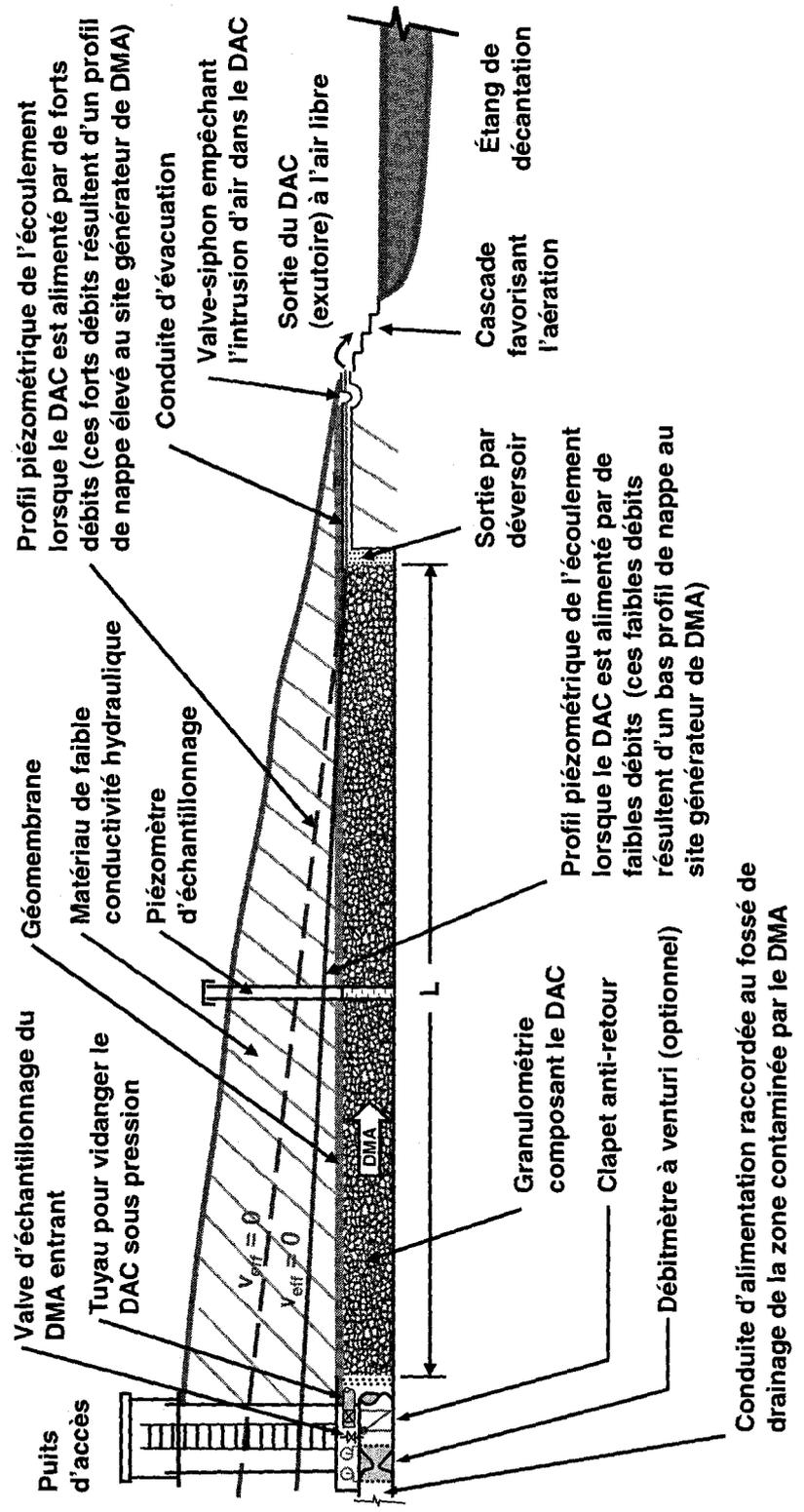


Figure 3.2 : Coupe longitudinale d'un DAC continuellement en charge succédé d'un étang de décantation. Inspiré de Brodie et al. (1991), Hedin et al.(1994), Cravotta et Trahan (1999) et EPA (2001).

La figure 3.2 illustre un DAC précédé d'un débitmètre à venturi. Grâce à ses changements graduels de section et à l'absence de pièce en mouvement qui le caractérisent, ce type de débitmètre présente l'avantage d'être utilisable pour des eaux contenant des matières en suspension (cas fréquent du DMA), tout en ne générant qu'une faible perte de charge. Un débitmètre à venturi requiert toutefois la présence d'écoulements en charge. Natarajan et al. (1992) et Renaissance Instruments (1998) ont développé un débitmètre combinant un venturi et des capteurs de pression, permettant de mesurer des débits pour n'importe quelle condition d'écoulement (à surface libre, en charge et en régime transitoire entre ces deux types d'écoulement). L'usage de ce type de débitmètre s'avère idéal à l'entrée du DAC lorsqu'il existe un risque que le drain ne soit pas en charge de façon continue. Pour un DAC ne mesurant pas le débit entrant, l'emploi d'un piézomètre peut convenir pour déterminer la chimie du DMA entrant (Hedin et al., 1994a). L'entrée du DAC montrée à la figure 3.3 illustre un tel cas. De plus, au moins un piézomètre d'échantillonnage devrait être installé entre l'entrée et la sortie du DAC. À la figure 3.2, un piézomètre est installé à mi-parcours du drain. Par ailleurs, si les profils de nappes en amont et en aval du DAC sont tels qu'ils mettent ce dernier en charge au point qu'il se développe des conditions artésiennes (e.g. profils de nappe A et B de la figure 3.1), des capteurs de pression devraient être installés.

Peu importe le mode d'alimentation, une des contraintes les plus importantes à respecter est d'assurer l'amenée du DMA au DAC sans contact avec l'oxygène afin de rencontrer les critères d'applicabilité d'un DAC définis par Hedin et al. (1994a), soit OD, Fe^{3+} et Al^{3+} chacune inférieure à 1 mg/L. Outre la présence de la géomembrane qui recouvre la couronne du DAC, la sortie du DAC est également conçue de façon à empêcher l'intrusion d'air au moyen d'une valve-siphon (Cravotta et Trahan, 1999 ; EPA, 2001), tel qu'illustré à la figure 3.2. Si l'un de ces critères d'applicabilité n'est pas rencontré, il risque d'y avoir formation de précipités dans le DAC (enrobage), tel qu'expliqué à la section 2.6.2.

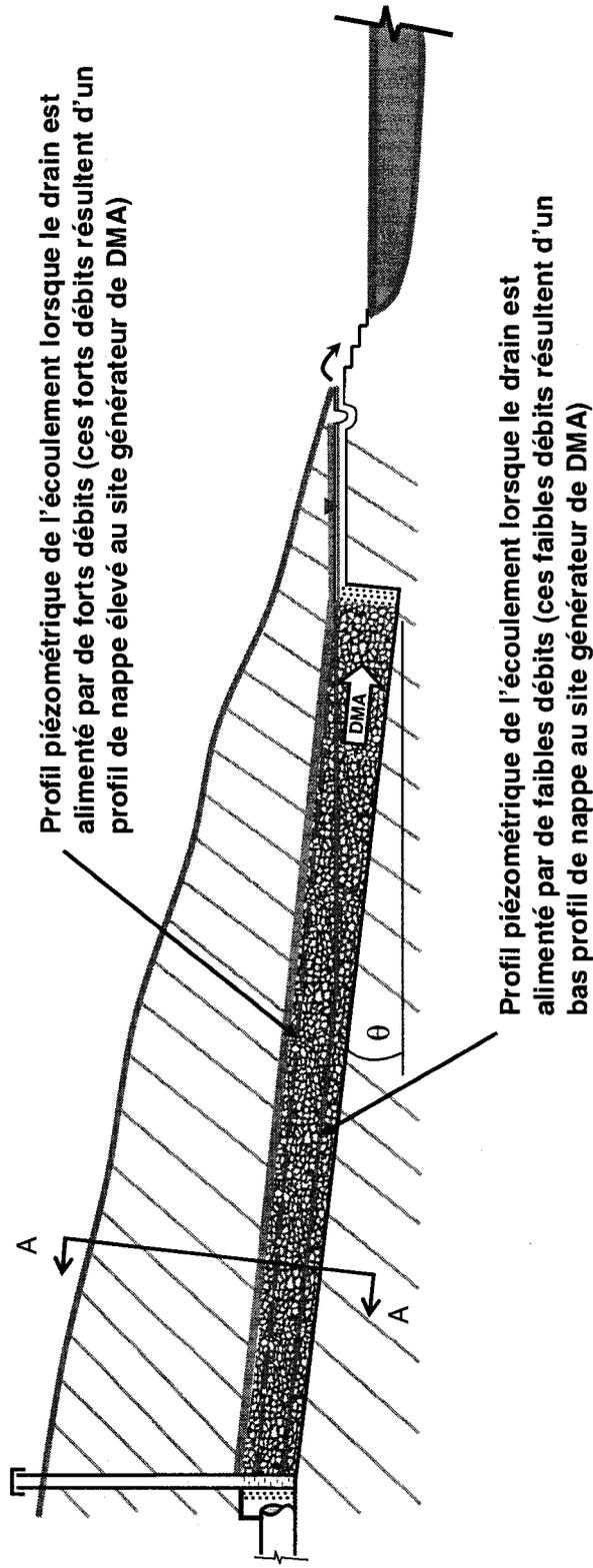


Figure 3.3 : Coupe longitudinale d'un drain calcaire incliné pour minimiser la profondeur d'excavation. Basé en partie sur les conditions présentes au site minier de Lorraine. Figure inspiré de Brodie et al. (1991), Hedin et al. (1994), Cravotta et Trahan (1999) et EPA (2001).

Advenant qu'il y ait formation d'enrobage dans le drain, certains de ces précipités peuvent être entraînés vers la sortie du DAC si la vitesse d'écoulement moyenne et la pente du drain sont suffisantes, et si la granulométrie de calcaire est suffisamment grossière (Ziemkiewicz et al., 2003). Selon l'importance de l'enrobage, cette purge naturelle peut s'avérer ou non suffisante pour permettre au drain de demeurer non colmaté et de produire assez d'alcalinité par rapport aux besoins établis. Afin de limiter l'effet cumulatif de l'enrobage et de prévenir le colmatage du DAC, il est possible de vidanger les précipités du drain en dehors du DAC en augmentant le débit et la charge dans le drain. Cette opération ponctuelle se fait généralement par l'injection d'eau douce dans le drain. Le département de la protection de l'environnement de la Pennsylvanie recommande d'ailleurs de concevoir les DAC de façon à permettre cette pratique au besoin (DEP, 2001). La figure 3.2 montre l'ajout, au bas du puits d'accès, d'un conduit pouvant être raccordé à une conduite d'amenée sous pression (e.g. à partir d'un camion-citerne) pour procéder à cette vidange. Une valve assure l'étanchéité le reste du temps.

Idéalement, les DAC sont construits de façon à ce que l'écoulement du DMA soit en charge de façon continue (Faulkner et Skousen, 1994 ; Hedin et al., 1994 ; Kilborn, 1999 ; Cravotta, 2003). La figure 3.2 illustre un tel cas. Pour cet exemple, la position horizontale du drain met en charge le DAC, même lorsque le débit d'amenée du DMA est faible ; ce faible débit correspond à la position basse du profil de nappe dans le parc à résidus. Dans ce cas, le milieu poreux du drain se comporte en tout temps comme un aquifère confiné. On remarque en effet que même l'élévation du profil piézométrique de l'écoulement dans le DAC associé à un faible débit demeure supérieure à la couronne du drain jusqu'au déversoir. Au moyen de ce déversoir l'écoulement transite du DAC à une conduite d'évacuation. La localisation élevée de la crête du déversoir force le DMA à remplir le drain au complet avant d'être évacué, ce qui augmente le volume de rétention et maximise par le fait même le temps de résidence et la surface de contact avec la pierre calcaire.

Bien qu'il soit souhaitable de construire les DAC de sorte que l'écoulement soit en charge de façon continue, cela n'est pas toujours possible. Le cas typique où cet objectif ne peut être totalement atteint est celui où la nappe phréatique du parc à résidus est profonde par rapport à la surface du sol du site d'installation du drain. Une profonde excavation peut alors s'avérer nécessaire (Younger et al., 2002), surtout près de l'entrée du drain lorsque l'on désire installer ce dernier horizontalement, et les coûts engendrés peuvent devenir importants (EPA, 2001). De plus, avec la profondeur d'excavation s'accroît en général le risque d'atteindre des massifs rocheux, ce qui augmente également les coûts d'excavation le cas échéant. Dans certains cas, il peut donc exister des contraintes de coûts ou d'accessibilité empêchant d'excaver suffisamment profondément pour installer le drain. Pour réduire la profondeur d'excavation, en particulier près de l'entrée du drain, il est possible d'installer le drain incliné d'une certaine pente longitudinale plus ou moins différente de celle du sol, tel qu'illustré aux figures 2.2 et 3.1 et 3.3. Un inconvénient lié aux drains inclinés est qu'ils sont moins sujets à demeurer en charge lorsque le débit entrant diminue (Younger et al., 2002). Pour favoriser leur mise en charge, l'embouchure de la conduite d'évacuation peut être remontée (Hedin et al., 1994 ; Kepler et McCleary, 1994 ; Jarvis et England, 2002).

La pente longitudinale du drain peut être choisie semblable à la pente locale du terrain (figure 2.2) ou à la pente moyenne du roc comme cela a été fait au site minier de Lorraine (Bernier et al., 2001). Pour l'exemple de la figure 3.1, le bas profil de nappe C du parc à résidus génère un écoulement à nappe libre dans le drain, comme cela a été observé au site de Lorraine (St-Arnault et al., 2005). Par contre, pour le profil de nappe B, le drain devient en charge. Pour le cas type montré à la figure 3.3, l'écoulement dans le drain est à nappe libre, que le débit entrant soit faible ou élevé. Les profils piézométriques associés aux débits entrants sont en effet localisés sous la couronne du drain. La charge dans le drain ne descend jamais en dessous de l'élévation du déversoir. Une zone d'accumulation de DMA au profil horizontal se crée naturellement au besoin, tel que montré sur la figure 3.3 pour le profil piézométrique associé à de faibles débits entrants.

Les écoulements non saturés dans un drain s'avèrent moins souhaitables, notamment parce qu'ils limitent partiellement la production d'alcalinité du drain. En effet, la surface de contact avec le DMA et le temps de résidence s'en voient réduits, et le drain n'est plus en condition anoxie. Malgré ces désavantages liés à la présence d'écoulements non saturés, le drain demeure fonctionnel et ses performances peuvent s'avérer acceptables.

La figure 3.4 montre la coupe A-A identifiée sur la figure 3.3, avec pour exemple une section trapézoïdale. Le DAC y est couvert d'une géomembrane et d'une couche de matériau de faible conductivité hydraulique, habituellement un sol argileux. L'épaisseur recommandée pour la géomembrane est de 0,5 mm selon Brodie et al. (1991). L'épaisseur moyenne pour le recouvrement de sol est de plus de 0,6 m selon Brodie et al. (1991) et entre 0,6 et 1,2 m selon Skousen (1999).

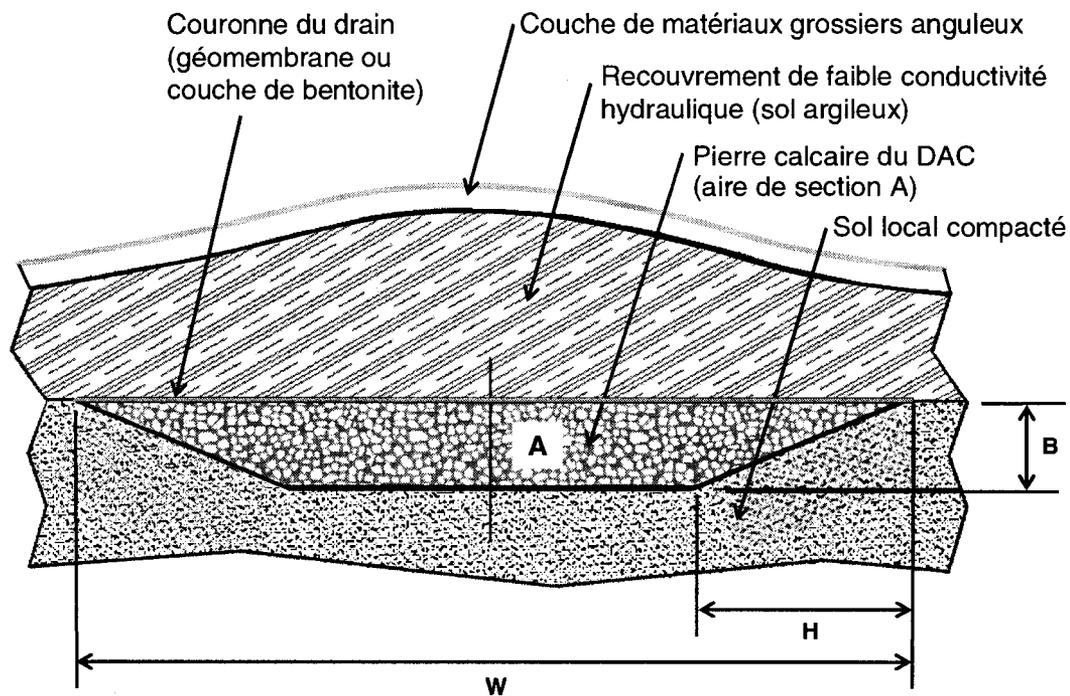


Figure 3.4 : Section A-A de la figure 3.3. Inspirée de Brodie et al. (1991), Hedin et al. (1994) et Skousen (1999).

Pour un climat nordique, il est serait souhaitable de prescrire une épaisseur permettant de prévenir le gel dans le drain. Habituellement, le recouvrement de sol est convexe (Brodie et al., 1991 ; Hedin et al., 1994 ; Skousen, 1999), de façon à compenser le tassement naturel et l'affaissement de la couronne du DAC qui sera provoqué par la dissolution graduelle du calcaire et l'action du poids des terre au dessus du drain. Cette pratique prévient la formation d'une dépression de la surface du recouvrement, laquelle pourrait favoriser l'infiltration d'eau et éventuellement compromettre l'étanchéité du recouvrement superficiel. Une couche de matériau granulaire anguleux est également ajoutée par-dessus le recouvrement de faible conductivité hydraulique. Cette couche limite la croissance des végétaux et dissuade les animaux fouineurs d'y creuser leur terrier, ce qui protège l'intégrité du recouvrement de faible conductivité hydraulique.

La figure 3.4 illustre également certaines variables géométriques utilisées, selon la forme de section du drain. La section, d'aire A , est définie par l'épaisseur totale B du drain, la largeur totale W du drain ainsi que par le rapport $H:B$ établissant la pente latérale de chaque coté du drain. D'un point de vue géotechnique, des pentes latérales respectant l'angle de repos des grains du sol local sont recommandées pour assurer la stabilité des parois à long terme et l'intégrité hydraulique du DAC. Concernant les variables B , W et L (longueur du drain), les valeurs médianes pour onze DAC recensés par Cravotta et Watzlaf (2002) sont respectivement de 0,9 m, 6,1 m et 41,6 m. Le volume total du DAC est le produit de la section du drain d'aire A (m^2) par sa longueur L (m) :

$$V_t = A L \quad (m^3) \quad (3.1)$$

La figure 3.5 illustre la géométrie d'un drain calcaire modélisé avec le logiciel de simulation numérique Visual Modflow. Le chapitre 4 présente en détail les caractéristiques géométriques et granulométriques des configurations de drain à l'étude. Sur la figure 3.5, la pierre calcaire du DAC est représentée par le volume de couleur jaune. La représentation d'une géométrie quelconque par Visual Modflow se fait en définissant une matrice en 3D composée de parallélépipèdes (appelés cellules ci-après).

Le périmètre en forme d'escalier de la section du drain identifiée à la figure 3.5 est causé par l'utilisation de tels éléments.

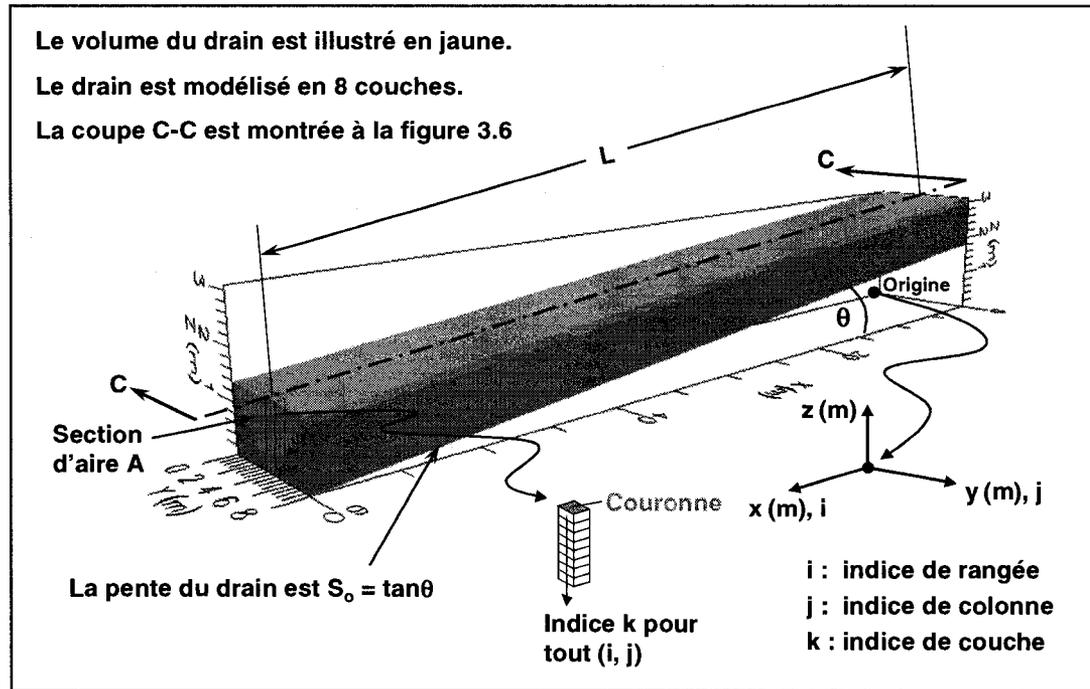


Figure 3.5 : Vue isométrique d'une géométrie de DAC modélisée dans Visual Modflow.

Le DAC montré à la figure 3.5 est modélisé avec huit couches, avec l'indice de couche k croissant vers le bas (couche no. 1 en haut, couche no. 8 au fond), dans le sens inverse de l'axe d'élévation z . Pour définir un DAC hétérogène dans le sens vertical (par exemple), il est possible d'attribuer des variables hydrogéologiques différentes à certaines des couches.

Le drain montré à la figure 3.5 a une pente longitudinale S_0 . Outre la forme, les dimensions et l'inclinaison du DAC, la granulométrie employée influence grandement la capacité de production d'alcalinité. Une granulométrie grossière (e.g. pierres de quelques centimètres de diamètres) présente l'avantage d'assurer une conductivité

hydraulique élevée au drain. Advenant que la chimie de l'influent s'écarte des principaux critères d'applicabilité d'un DAC suggérés par Hedin et al. (1994a) (OD, Fe^{3+} et Al^{3+} chacune $< 1 \text{ mg/L}$), la précipitation d'hydroxydes de métaux pourrait se produire dans le DAC et ainsi réduire la porosité et la conductivité hydraulique (Watzlaf et al., 1994 ; Robbins et al., 1999, Watzlaf et al., 2004). Face à cette éventualité, une forte conductivité hydraulique initiale peut permettre de compenser la diminution de la capacité hydraulique du drain. À cet effet, Hedin et al. (1994a) ainsi que Laine et Jarvis (2003) recommandent l'emploi de grains de la taille de balles de baseball (5 à 8 cm) ; Faulkner et Skousen (1994) recommandent même des pierres de 8 à 25 cm de diamètre.

En contrepartie, un milieu poreux de granulométrie si grossière offre beaucoup moins de surface de contact au DMA, et la production d'alcalinité s'en voit réduite (Faulkner et Skousen, 1994 ; Younger et al., 2002 ; Genty et al., 2008). De plus, le temps de résidence décroît avec l'augmentation de la conductivité hydraulique, ce qui nuit également à la production d'alcalinité. Younger et al. (2002) recommandent à cet effet une taille moyenne des grains comprise entre 1 et 5 cm. Ce choix constituerait davantage un compromis entre une capacité hydraulique de drain suffisante et la robustesse requise du drain face au risque de colmatage par l'accumulation de précipités. Dans le présent projet, ce risque de colmatage du DAC est toutefois négligé, puisque nous analysons les caractéristiques du drain lorsque celui-ci est alimenté par un DMA rencontrant toujours les critères d'applicabilité du DAC précités. Les caractéristiques d'un DAC seront analysées pour une gamme de granulométries allant de grossières ($D_{50} = 7 \text{ mm}$) à fines ($D_{50} = 0,7 \text{ mm}$). Le projet traite de l'usage de certaines granulométries plus fines que celles couramment employées par le passé, et il traite également de la superposition dans le sens vertical de différentes granulométries. Ce concept de drain multicouche s'inspire notamment des recommandations de Brodie et al. (1991), de travaux des chercheurs de la Chaire industrielle CRSNG Polytechnique-UQAT (1998 à 2002, non publiés) et corrobore les commentaires plus récents de Cravotta (2003). Les caractéristiques des granulométries utilisées dans ce projet sont présentées à la section 4.3.

3.2 Variabilité du régime hydraulique

Lors de l'analyse conceptuelle, il s'avère essentiel d'évaluer la gamme des débits pouvant circuler dans le DAC à construire (Kilborn, 1999). Selon l'EPA (2001), le débit représente peut-être la variable la plus critique affectant le choix d'un type de traitement passif et son dimensionnement. Sans une évaluation précise des débits extrêmes probables, le système de traitement passif choisi risque d'être sous dimensionné ou surdimensionné en regard des besoins de traitement attendus. La méthode habituelle retenue pour ce faire est d'estimer la variabilité du régime hydraulique local, puis d'appliquer ensuite des facteurs de sécurité aux valeurs extrêmes (Brodie et al., 1991 ; EPA, 2001). En pratique, il s'agit d'échantillonner le débit au futur site pendant une période minimale, s'échelonnant sur quelques années (DEP, 2001 ; Laine et Jarvis, 2003). Lors de la campagne d'échantillonnage, on mesure également la concentration des divers paramètres chimiques du DMA afin d'évaluer la variabilité qualitative de l'influent, et l'on analyse si il y a présence de corrélation entre le débit et ces concentrations. De plus, le relevé des précipitations mesurées pendant la période d'échantillonnage est comparé aux valeurs moyennes historiques afin d'estimer la représentativité des débits et des concentrations mesurées.

Bien que le DAC doit être conçu pour traiter le DMA au niveau de qualité établi, et ce pour la gamme des débits probables estimés par la procédure précitée, il demeure que le dimensionnement du drain dépend surtout du débit maximal (EPA, 2001). Pour un DAC, aucune contrainte de conception n'est établie concernant le débit minimal probable, alors que pour d'autres traitements passifs (e.g. marécages aménagés, SSPA), la présence d'un certain débit minimal s'avère requise, notamment pour assurer le maintien de l'activité biologique. La variabilité du régime hydraulique est prise en compte dans ce projet par l'usage de trois débits de conception, définis au chapitre 4 (section 4.4).

3.3 Équations des variables hydrauliques utilisées pour la seconde composante

Dans cette section, nous présentons les équations servant à calculer la majorité des variables hydrauliques retenues pour caractériser l'impact qu'ont les paramètres Q (débit), η (porosité), K (conductivité hydraulique), S_m (surface spécifique massique), S_o (pente longitudinale) et, de façon moins systématique, A (superficie de section) sur les écoulements (quelques variables hydrauliques seront définies au chapitre 4). Les valeurs calculées des variables hydrauliques permettent une appréciation indirecte (physique plutôt que géochimique) de la capacité qu'a chaque configuration de drain étudiée dans le cadre de l'analyse paramétrique à favoriser la production d'alcalinité. La liste complète des variables hydrauliques est présentée à la figure 4.15.

Le volume de pierre calcaire dans le drain est défini par l'équation 3.2 :

$$V_s = M_s / \rho_s \quad (\text{m}^3) \quad (3.2)$$

Où M_s est la masse de calcaire (kg) et ρ_s est la masse volumique des grains (kg/m^3). Le paramètre ρ_s est considéré constant, par le fait que la dissolution du calcaire est un processus de transfert de masse surfacique (tableau 2.1). Selon l'hypothèse de ρ_s constant, la masse et le volume de calcaire demeurent intacts sous la couche des grains soumise à la dissolution. Le volume des vides relie le volume total à la porosité η par l'équation 3.3 :

$$V_v = \eta V_t \quad (\text{m}^3) \quad (3.3)$$

Le volume liquide d'un milieu poreux est défini par l'équation 3.4 :

$$V_w = S_r \eta V_t \quad (\text{m}^3 \text{ de DMA}) \quad (3.4)$$

On tire le degré de saturation des équations 3.4 et 3.5 :

$$S_r = 100\% (V_w / V_v) \quad (\%) \quad (3.5)$$

La majorité des auteurs (e.g. Kilborn, 1999 ; Cravotta et Watzlaf, 2002) posent l'équivalence $V_w = V_v$, ce qui revient à ne traiter que des cas où le drain est saturé ($S_r = 100\%$). Or, il n'est pas toujours possible de construire un drain de façon à ce qu'il soit en charge de façon continue indépendamment de la variabilité du débit. Les conditions locales ne permettent pas toujours qu'il en soit ainsi sans engendrer d'importants coûts, lesquels sont notamment liés aux travaux d'excavation supplémentaires que cela implique. L'introduction du degré de saturation S_r dans l'analyse présente l'avantage de pouvoir traiter les deux types d'écoulements, soit en charge ou non. Si l'on remplace la porosité dans l'équation 3.4 par la porosité effective, on obtient :

$$V_{wm} = S_r \eta_{eff} V_t \quad (\text{m}^3 \text{ de DMA}) \quad (3.6)$$

Où V_{wm} est défini comme le volume liquide mobile. La porosité effective η_{eff} correspond aux pores et aux interstices inter reliés à l'état saturé qui permettent l'écoulement. Si l'on remplace V_w par V_{wm} dans l'équation 3.5, on obtient un degré de saturation « effectif » ($S_{r\ eff}$), c'est-à-dire un degré de saturation seulement représentatif des zones saturées du DAC où il y a transport du drainage minier. L'usage de $S_{r\ eff}$ pourrait s'avérer utile là où la différence entre η et η_{eff} s'avère importante, comme dans un milieu fracturé. Toutefois, pour les granulométries grossières qui composent les DAC, la différence entre les deux types de porosités est faible. En outre, l'incertitude entachant la mesure de la porosité est non négligeable, ce qui ajoute à la difficulté de différencier les deux types de porosité. Pour la présente étude, ces considérations mènent au choix de poser les équivalences 3.7 et 3.8 et de retenir l'usage du volume liquide V_w pour l'analyse paramétrique.

$$\eta \cong \eta_{eff} \quad \text{Hypothèse pour un milieu poreux grossier} \quad (3.7)$$

$$V_w \cong V_{wm} \quad \text{Hypothèse pour un milieu poreux grossier} \quad (3.8)$$

Par ailleurs, pour un écoulement non saturé, il y a présence d'un volume vide occupé par de l'air (V_a) au dessus de la nappe :

$$V_a = V_t - V_s - V_w \quad (\text{m}^3) \quad (3.9)$$

Dans un drain anoxique calcaire parfaitement isolé de l'atmosphère, la condition anoxie empêche la perte du CO₂ générée par la dissolution des carbonates (réaction 2.14), ce qui augmente par le fait même la pression partielle du CO₂ dans le drain. Le volume V_a est donc constitué d'air de concentrations en CO₂ plus élevée que celle de l'air libre, ce qui augmente la solubilité de la calcite et accroît donc la production d'alcalinité (Ziemkiewicz et al., 2003). Watzlaf et al. (2000a) recommandent par ailleurs de purger ce volume d'air du drain avant sa mise en fonction.

Le temps de résidence hydraulique (en heures) est défini sous sa forme la plus simple par l'équation 3.10, où Q est le débit en m³/d.

$$T = 24 V_w / Q \quad (\text{h}) \quad (3.10)$$

Le temps de résidence peut également être défini sous une forme plus détaillée, au moyen de substitutions de variables. Ainsi, l'utilisation de l'équation suivante :

$$V_s = V_t - V_v \quad (3.11)$$

en combinaison avec les équations 3.2 et 3.3 mène à l'obtention de l'équation 3.12 :

$$V_t - V_v = M_s / \rho_s$$

$$V_t (1 - \eta) = M_s / \rho_s \quad (3.12)$$

En isolant V_t de l'équation 3.4 et en le substituant à l'équation 3.12, nous obtenons l'expression suivante :

$$(1 - \eta) V_w / (S_r \eta) = M_s / \rho_s \quad (3.13)$$

Enfin, en isolant V_w de l'équation précédente, puis en l'insérant dans l'équation 3.10, nous trouvons l'équation 3.14 :

$$T = \eta S_r M_s / [\rho_s Q (1 - \eta)] \quad (\text{d}) \quad (3.14)$$

Cette dernière équation s'exprime sous une forme plus compacte en utilisant l'indice des vides $e = \eta/(1-\eta)$:

$$T = e S_r M_s / (\rho_s Q) \quad (d) \quad (3.15)$$

L'équation 3.15 met en évidence les variables dont dépend le temps de résidence. Le débit Q varie selon la variation du régime hydraulique local. La dissolution du calcaire provoquée par le passage du DMA dans le drain fera quant à elle diminuer la masse M_s au cours de la vie utile du DAC. Les équations de dissolution du calcaire sont présentées à la section suivante. Le processus de dissolution est également susceptible de faire varier la porosité (et donc e). Enfin, l'équation 3.13 montre que le degré de saturation est dépendant de η et M_s , et leurs variabilités se traduit donc par la variation de S_r .

À la section suivante, nous définirons en détail la variable $t_{lc \text{ min}}$, qui est le temps de parcours (en h) de la ligne de courant débutant dans la couche d'écoulement superficiel du drain. Ce paramètre est défini pour aider à caractériser l'hétérogénéité des écoulements simulés dans le cadre du projet (troisième composante). Le paramètre $t_{lc \text{ min}}$ s'avère également utile pour le traitement de la seconde composante (analyse paramétrique), du fait que ce paramètre est complémentaire au temps de résidence T .

Une autre variable hydraulique définie pour cette étude est la surface de contact S , représentant la surface de calcaire en contact avec le DMA. L'influence de S sur la production d'alcalinité d'un drain est reconnue et documentée (e.g. Sun et al., 2000 ; Genty et al., 2008). Pour ce projet, la variable S est définie par l'équation 3.16.

$$S = 10^{-6} \rho_s S_m V_w / e \quad (\text{Mm}^2 \text{ de pierre calcaire saturée}) \quad (3.16)$$

Où S_m est la surface spécifique massique des grains, évaluée par exemple selon la méthode de Chapuis et Légaré (1992) au moyen de l'équation 3.17 :

$$S_m = (6 / \rho_s) \sum [(P_{No D} - P_{No d}) / d] \quad (\text{m}^2/\text{kg}) \quad (3.17)$$

La différence ($P_{N_{0D}} - P_{N_{0d}}$) correspond au pourcentage des grains ayant des diamètres inférieurs au diamètre D ($P_{N_{0D}}$) et supérieurs au diamètre d ($P_{N_{0d}}$). Les variables D et d sont les diamètres de maille d'une paire de tamis voisins, habituellement numérotés en pouces ou par la norme U.S. Standard. Pour un sol dont on cherche à évaluer S_m , la sommation des termes compris entre les crochets se fait en subdivisant la granulométrie du sol selon les paires de tamis voisins. L'équation 3.17 a été utilisée pour évaluer la valeur de S_m pour chaque granulométrie employée dans le projet (voir section 4.3) et les données de ces calculs sont présentées aux tableaux A1.1 à A1.11 de l'annexe 1.

On peut définir deux variables hydrauliques dépendantes de S . La première est le rayon hydraulique R , pouvant être défini par l'équation suivante :

$$R = V_w / S \quad (\mu\text{m}) \quad (3.18)$$

Le rayon hydraulique est un paramètre reflétant la capacité hydraulique d'un milieu, i.e. sa facilité à transporter l'eau. Le concepteur d'un DAC désire qu'il y ait un transport efficace du DMA de l'entrée à la sortie, et pour cette raison la maximisation de R est traitée comme un critère de conception pour ce projet (figure 4.15). Par substitution de S de l'équation 3.16, R s'exprime également par l'équation 3.19.

$$R = 10^6 e / \rho_s S_m \quad (\mu\text{m}) \quad (3.19)$$

L'équation 3.19 est celle retenue pour les calculs dans ce projet, parce qu'elle permet de déterminer le rayon hydraulique effectif de la zone saturée d'un DAC.

La seconde variable hydraulique dépendante de S se nomme le degré de contact S/S_{\max} , où S_{\max} est la surface de contact maximale du DAC correspondant à $S_r = 100\%$. L'équation 3.20 définit S_{\max} .

$$S_{\max} = 10^{-6} \rho_s / e \sum_{(i=1 \text{ à } L ; k=1 \text{ à } k_{\max})} [S_{m,i,k} V_{v,i,k}] \quad (\text{Mm}^2) \quad (3.20)$$

La définition des indices i et k et de leurs axes x et z associés a été présentée à la figure 3.5. Rappelons que i est l'indice de rangée identifiant l'ordre de position d'une cellule selon l'axe x longitudinal ; k est l'indice de couche identifiant l'ordre de position d'une cellule selon l'axe z d'élévation (un drain est composé de « k_{max} » couches au total). L'équation 3.20 est une adaptation de l'équation 3.16, où V_v remplace V_w car pour le calcul de S_{max} , on pose que tout le volume des vides est rempli de DMA. L'indice des vides est exclu de la sommation parce que la porosité dont il est déduit ($e = \eta/(1 - \eta)$) est une caractéristique globale du DAC. Le degré de contact S/S_{max} mesure la proportion utilisée de la surface de contact totale disponible, au même titre que le degré de saturation mesure la proportion saturée du volume des vides total disponible. Ensemble, S/S_{max} et S_r constituent donc des indicateurs de l'efficacité d'un DAC à utiliser sa surface et son volume disponibles. La maximisation de S/S_{max} est définie comme un critère de conception (figure 4.15).

La vitesse d'écoulement effective v_{eff} est une variable hydraulique permettant de caractériser l'écoulement dans le drain. La vitesse v_{eff} est dépendante de la vitesse moyenne d'écoulement v (ou vitesse de Darcy), définie par la loi de Darcy :

$$v = -K i \quad (\text{m/s}) \quad (3.21)$$

Dans cette équation, i est le gradient hydraulique (m/m) et K est la conductivité hydraulique (m/s). En 2D, le gradient hydraulique possède deux composantes, i_v et i_h , tel que montré sur la figure 3.6 qui présente une coupe longitudinale d'un écoulement à nappe libre dans un drain. Sur cette figure, les surfaces latérales de deux volumes de contrôles identiques superposés sont montrées (surfaces rose et jaune). Les centres de ces volumes sont identifiés respectivement par les points C et D. La valeur de i au point C est égale à l'hypoténuse des composantes i_v et i_h tel qu'exprimé par l'équation 3.22.

$$i = (i_h^2 + i_v^2)^{1/2} \quad (3.22)$$

L'angle de i par rapport à l'horizontale est ϕ . La composante i_h est égale au rapport du différentiel de charge $(h_B - h_A) = dz$ sur la longueur du segment dx . La composante i_v est égale au rapport du différentiel de charge $(h_D - h_C)$ sur la longueur du segment CD . La longueur du segment CD égalant dz , $i_v = (h_D - h_C)/dz$. Nous verrons au chapitre suivant (figure 4.9) que le modèle employé pour simuler les écoulements est composé de cellules tridimensionnelles identiques aux volumes de contrôle présentés à la figure 3.6.

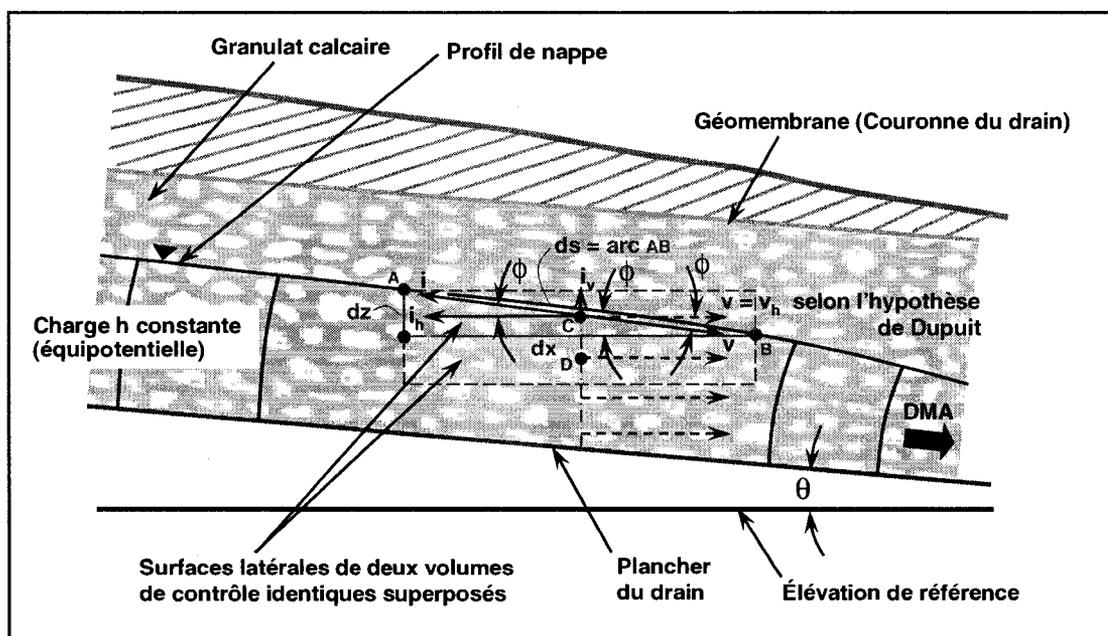


Figure 3.6 : Composantes vectorielles du gradient hydraulique i

Pour un angle $|\phi|$ inférieur à 10° , l'approximation $ds \cong dx$ demeure valable (à moins de 2% d'erreur), où ds est l'arc du profil de nappe joignant les points A et B. Sur la base que l'angle ϕ demeure très inférieur à 10° pour la majorité des profils de nappe naturels et que la distance horizontale est beaucoup plus simple à mesurer, Dupuit (1863) a formulé l'hypothèse largement employée (e.g. Todd, 1980) que le gradient i peut être raisonnablement estimé par dh/dx pour les écoulements à nappe libre. Cette hypothèse est formulée sous la forme de l'équation 3.23, où dh est un différentiel de charge.

$$i \cong i_h = dh/dx \quad (\text{m/m}) \text{ à moins de 2\% d'erreur lorsque } |\phi| < 10^\circ \quad (3.23)$$

Selon cette hypothèse, la composante verticale i_v peut être négligée. Les équipotentielles sont alors respectivement quasi-verticales, alors que les vecteurs vitesse et les lignes de courant sont quasi-horizontaux ($v = v_h$ tel que montré à la figure 3.6). Cette hypothèse simplificatrice revient à attribuer au profil de charge à nappe libre les mêmes orientations pour les équipotentielles et les lignes de courant que celles présentes dans un aquifère confiné au plafond horizontal. Pour les écoulements présents dans un drain, toutefois, nous verrons que l'angle $|\phi|$ peut excéder 10° dans certaines zones, tant pour les écoulements en charge que ceux à nappe libre, et conséquemment l'hypothèse $i_v \cong 0$ cesse alors d'être acceptable. Pour ces cas, le gradient i est calculé selon l'équation 3.22.

La conductivité hydraulique K peut être mesurée, ou encore estimée par certaines méthodes. Parmi les plus employées pour les matériaux granulaires, on retrouve la méthode de Hazen (1911), l'abaque NAVFAC (1974) et l'équation de Kozeny-Carman (Kozeny, 1927 ; Carman, 1937, 1939, 1956 ; Chapuis et Aubertin, 2003), représentée par l'équation 3.24.

$$K_{KC} = C g / (\mu_w \rho_w) e^3 / [S_m^2 D_R^2 (1+e)] \quad (\text{m/s}) \quad (3.24)$$

Où C est une constante géométrique qui prend notamment en compte la tortuosité et la connectivité des pores. Carman (1939) suggère l'emploi d'une valeur de C comprise entre 0,2 et 0,5, bien que la valeur de C collant le mieux aux valeurs expérimentales est de 0,2 selon ses résultats. Dans cette étude nous utilisons $C = 0,2$. Les paramètres g , μ_w et ρ_w sont respectivement l'accélération gravitationnelle, la viscosité dynamique de l'eau et la masse volumique de l'eau. Le paramètre D_R est la densité relative des grains, calculé par le rapport ρ_s/ρ_w .

La conductivité hydraulique peut également être estimée par des équations qui ne sont reliées qu'indirectement à la surface spécifique massique des grains. L'une d'entre elle

est l'équation 3.25, développée par Aubertin et al., (1996) à partir d'une combinaison de l'équation de Hazen (1911) et de l'équation de Kozeny-Carman.

$$K_{KCM} = C_G \gamma_w / \mu_w [e^{(3+u)} / (1+e)] C_u^{1/3} D_{10}^2 \quad (\text{cm/s}) \quad (3.25)$$

L'indice KCM symbolise « Kozeny-Carman modifié ». Dans cette équation, C_G est un coefficient pour des matériaux granulaires et u , un coefficient d'ajustement prenant en compte la tortuosité. La pierre calcaire employée dans un DAC constitue un matériau granulaire, et conséquemment, C_G et u peuvent être fixés respectivement à 0,1 et 2 (Mbonimpa et al., 2002). Le paramètre γ_w est le poids volumique de l'eau ; D_{10} est le diamètre du tamis laissant traverser 10% des grains ; C_u est le coefficient d'uniformité égal au rapport (D_{60} / D_{10}). Le tableau 3.1 présente les valeurs employées pour ρ_s , μ_w , ρ_w , γ_w , et D_R . La valeur ρ_s s'avère être la moyenne des masses volumiques du calcaire (2740 kg/m^3) et de la dolomie (2860 kg/m^3) telles que mesurées par Bernier (2002).

Tableau 3.1 : Valeurs des paramètres physiques employées pour le projet.

Température	ρ_s	μ_w^1	ρ_w^1	γ_w	D_R
(°C)	(kg/m^3)	(Pa s)	(kg/m^3)	(kN/m^3)	
10	2800	1,31E-03	999,7	9810	2,80

¹ Munson et al., (1990)

Pour évaluer K dans cette étude, nous retenons l'équation 3.25 (Kozeny-Carman modifié, K_{KCM}). Les résultats de l'équation 3.24 (K_{KC}) sont quelques fois présentés en guise de comparaison.

La vitesse effective est déduite de l'équation 3.26, avec v estimée par l'équation 3.21.

$$v_{\text{eff}} = \eta_{\text{eff}} v \quad (\text{m/s}) \quad (3.26)$$

Alternativement, v_{eff} peut être déduite de l'équation 3.27 :

$$v_{\text{eff}} = L / T \quad (\text{m/s}) \quad (3.27)$$

Avec T calculé par l'équation 3.10 ou 3.15. L'équation 3.26 est utile lorsque le gradient i est quasi-constant (à l'échelle de certaines régions du drain), alors que l'équation 3.27 est utile pour évaluer la vitesse effective moyenne du drain (à l'échelle globale du drain).

Enfin, le nombre de Reynolds Re constitue une autre variable hydraulique facilitant la caractérisation des écoulements (figure 4.15). La valeur de Re d'un écoulement exprime le rapport entre les forces d'inertie et les forces visqueuses en présence. Pour un milieu poreux, Re est habituellement défini par l'équation 3.28.

$$Re_{i,k} = \rho_w v_{i,k} D_{50\ i,k} / \mu_w \quad (\text{adimensionnel}) \quad (3.28)$$

Fetter (2000) rapporte que le diamètre moyen des grains, estimé ici par le D_{50} , est employé pour le calcul du nombre de Reynolds d'un milieu poreux, à défaut de pouvoir facilement mesurer le diamètre moyen des pores. Les valeurs des constantes physiques furent quant à elles présentées au tableau 3.1. L'usage du Re permet de caractériser le type d'écoulement circulant dans chaque cellule du modèle.

3.4 Équations des variables hydrauliques utilisées pour la troisième composante

Dans cette section, on présente les équations servant à caractériser les écoulements hétérogènes pouvant être présents dans un drain calcaire. Plus précisément, on tente d'évaluer l'impact des conditions d'écoulement (homogènes ou hétérogènes) sur le temps de résidence hydraulique d'un drain. Pour ce faire, trois paramètres hydrauliques sont définis ci-après.

La figure 3.7 présente une vue isométrique de la coupe C-C sectionnant longitudinalement le drain montré à la figure 3.5, tel que modélisé dans le logiciel de simulation numérique Visual Modflow. Ce drain est constitué de 8 couches. Sur la figure

3.7, on note que le DMA entre dans toutes les couches du DAC, l'écoulement étant en charge dans cet exemple. Le DMA sort du DAC par la couche supérieure seulement (surface grise), laquelle simule l'effet d'un déversoir. Le chapitre 4 présente en détail les diverses conditions limites employées pour cette étude. À cette étape-ci, nous nous contentons d'introduire le concept des lignes de courant.

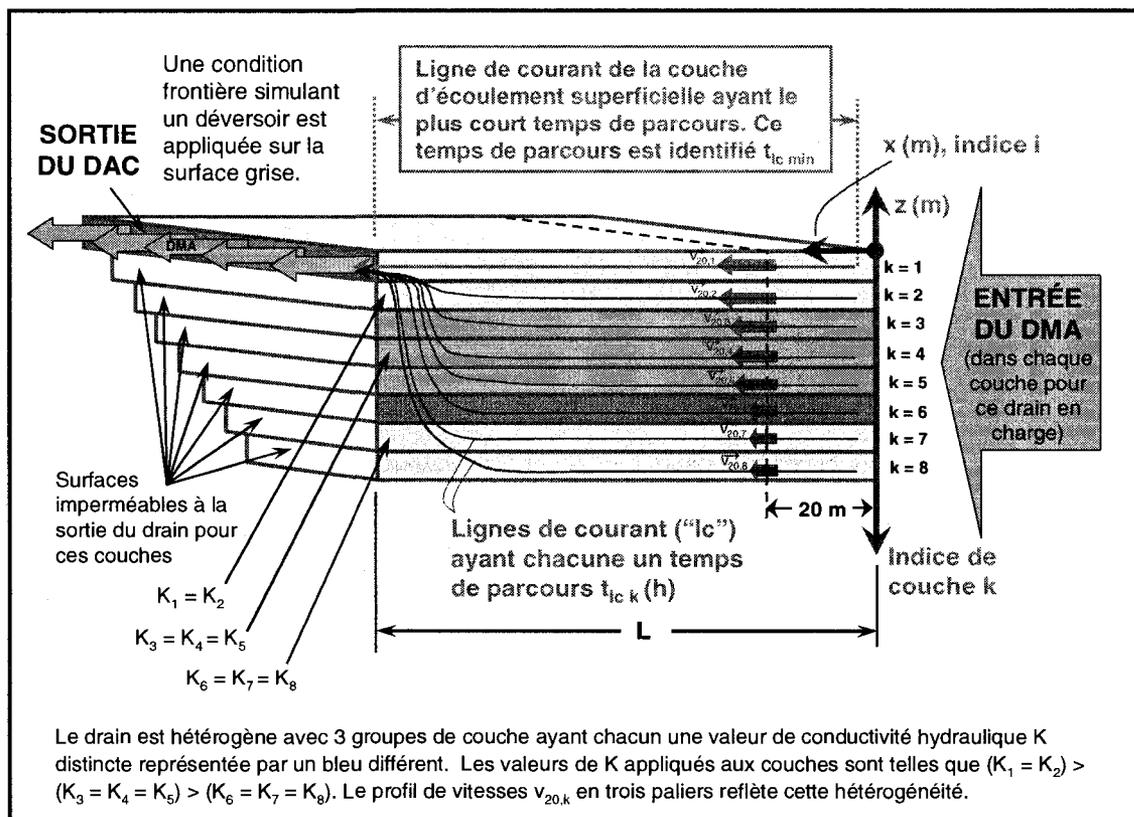


Figure 3.7 : Vue isométrique de la coupe C-C identifiée sur la figure 3.5.

À la figure 3.7, on remarque que chaque couche du drain est traversée longitudinalement par une ligne de courant (en rouge), jusqu'à ce que cette ligne atteigne le déversoir. Le temps de parcours d'une ligne de courant ayant débuté dans une couche d'indice k est identifié $t_{lc\ k}$ (en heure). Le modèle numérique évalue la valeur de chaque $t_{lc\ k}$; les valeurs de $t_{lc\ k}$ peuvent être saisies de l'interface graphique du logiciel. On peut voir que la distance de parcours d'une ligne de courant débutant dans une couche profonde du

DAC s'avère plus longue, parce que celle-ci doit remonter jusqu'à la crête du déversoir. À cette étape-ci, on peut définir un drain hétérogène comme étant constitué de zones ayant des valeurs distinctes de conductivités hydrauliques K et de surface spécifique massique S_m . Le drain de la figure 3.7 est hétérogène avec 3 groupes de couches aux valeurs de K et S_m distinctes. Pour ce projet, l'affectation des diverses granulométries composant un drain hétérogène est réalisée comme suit : les granulométries fines (caractérisées par de faibles valeurs de K et des valeurs élevées de S_m) sont attribuées aux couches inférieures, alors que les granulométries grossières (caractérisées par de fortes valeurs de K et de faibles valeurs de S_m) sont attribuées aux couches supérieures. Les écoulements à nappe libre circulent au dessus du plancher imperméable du drain et la sortie du drain est constituée d'un déversoir. Ces conditions font en sorte qu'en présence d'écoulements à nappe libre, les couches inférieures sont utilisées en priorité, les couches supérieures du drain n'étant utilisées qu'au besoin lorsque la charge est élevée, comme c'est le cas juste en amont du déversoir où il se produit une remontée du niveau de la nappe (voir figure 3.3).

Cette affectation des granulométries fines à grossières aux couches respectivement inférieures à supérieures présente un double avantage. Premièrement, les faibles valeurs de K des granulométries fines dans les couches inférieures peuvent favoriser la rehausse du profil de charge, ce qui contribue à augmenter la proportion du volume liquide du drain, et donc à favoriser les valeurs de T et S . Deuxièmement, les valeurs élevées de S_m des granulométries fines dans les couches inférieures favorisent la valeur de S même lorsque le profil de charge s'avère faible dans le drain.

La présence du déversoir et l'affectation des valeurs élevées de K aux couches supérieures d'un drain hétérogène favorisent des valeurs de $t_{ic\ k}$ plus petits dans les couches supérieures. On peut généraliser cette affirmation comme suit : la valeur du temps de parcours dans la couche superficielle d'écoulement s'avère toujours la plus

faible sur l'ensemble des valeurs de $t_{lc\ k}$. Pour cette raison, le temps de parcours de la ligne de courant ayant débuté dans cette couche superficielle est identifié $t_{lc\ min}$.

L'équation 3.29 définit $t_{lc\ min}$, l'un des trois paramètres hydrauliques utilisés pour caractériser la troisième composante.

$$t_{lc\ min} = \min [t_{lc\ k}]_{(k = k_{sup} \text{ à } k_{max})} \quad (h) \quad (3.29)$$

où k_{sup} identifie l'indice de la couche de l'écoulement superficiel. Pour un drain en charge, $k_{sup} = 1$ tel que montré à la figure 3.7. Pour un écoulement à nappe libre, $k_{sup} \geq 1$. L'indice k_{max} identifie le nombre total de couches constituant le drain modélisé. Pour la géométrie de drain montrée à la figure 3.7, $k_{max} = 8$. Une géométrie utilisant 4 couches est également à l'étude ($k_{max} = 4$).

À la figure 3.7, on peut voir que les lignes de courant amorcent leur remontée jusqu'au déversoir peu avant la sortie. Durant cette remontée, les vecteurs vitesse d'écoulement de chaque ligne de courant comportent une composante verticale (non montrée sur la figure 3.7). Plus en amont, les lignes de courant sont parallèles au plancher du DAC ($\phi = 0$, figure 3.6), et le gradient hydraulique est dominé par sa composante horizontale (équation 3.23). La figure 3.7 montre les vecteurs vitesse présents dans chaque couche vis-à-vis la rangée $x = 20$ m, soit 40 m en amont du déversoir (la longueur L du drain égale 60 m), ce qui s'avère en général une distance suffisamment loin du déversoir pour assurer la présence de vecteurs vitesse parallèles au plancher du drain. Tel qu'expliqué un peu plus loin dans cette section, cette orientation des vecteurs vitesse s'avère utile pour comparer les contributions de débit de chaque couche ; pour cette raison la rangée du modèle située à $x = 20$ m est utilisée pour évaluer les vitesses d'écoulement (équation 3.21) dans l'étude. La section 4.6 expose plus de détails concernant ce choix.

La figure 4.13 incluse à la section 4.6 présente un algorithme des calculs effectués pour la plupart des variables hydrauliques, incluant la vitesse d'écoulement et le débit. Pour la

présente section, nous nous limitons à mentionner que la vitesse d'écoulement à $x = 20$ m est disponible dans chaque couche (valeurs de $v_{20,k}$), tel que montré à la figure 3.7. Le profil de vitesse en trois paliers montré sur cette figure reflète (par l'équation 3.21) les trois zones de couches de K de ce drain : $(K_1 = K_2) > (K_3 = K_4 = K_5) > (K_6 = K_7 = K_8)$.

En connaissant le profil longitudinal des vitesses à $x = 20$ m ($v_{20,k}$), il est possible de calculer les débits $Q_{20,k}$ transportés par chaque couche à cette distance. Pour ce faire, il suffit d'utiliser l'équation de continuité ($Q = vA$). Plus précisément, $Q_{20,k}$ s'obtient en multipliant la vitesse $v_{20,k}$ par l'aire de la section d'écoulement transversale de chaque couche, laquelle est fonction de la largeur de couche (qui diminue avec l'indice k pour la section trapézoïdale du drain montré aux figures 3.5 et 3.7). En sommant les débits de chaque couche à $x = 20$ m, on obtient une évaluation du débit total circulant dans le drain à cet endroit. L'équation 3.30 définit $X(Q_{20,k})$, la contribution relative à $x = 20$ m d'une couche d'indice k au débit total estimé à $x = 20$ m.

$$X(Q_{20,k}) = Q_{20,k} / \sum_{(k=1 \text{ à } k_{\max})} Q_{20,k} \quad (\%) \quad (3.30)$$

La figure 3.8 présente des valeurs de $X(Q_{20,k})$ en fonction de l'indice de couche k . Ces valeurs sont fictives mais leur amplitude et leur distribution en fonction de l'indice de couche k sont cohérentes avec la nature hétérogène du drain montré à la figure 3.7.

À la figure 3.8, la valeur de $X(Q_{20,k})$ diminue avec la profondeur parce que le débit $Q_{20,k}$ diminue avec la profondeur (équation 3.30). Le débit $Q_{20,k}$ diminue rapidement avec la profondeur parce que la vitesse $v_{20,k}$ décroît par paliers avec la profondeur pour un DAC hétérogène (figure 3.7) et parce que l'aire de section de couche diminue avec la profondeur pour la section de drain trapézoïdale inverse qui est utilisée.

La figure 3.8 présente également des valeurs typiques de $t_{lc k}$ pouvant être obtenues du drain hétérogène en charge montré à la figure 3.7. Sur la figure 3.8 on peut estimer la valeur de $t_{lc \min}$ à 37 heures. On note que cette valeur est beaucoup plus faible que celles

de $t_{lc\ k}$ des autres couches, ce qui témoigne de la forte hétérogénéité de ce drain. On remarque que la valeur de $t_{lc\ k}$ augmente par paliers avec la profondeur, ce qui reflète la distribution en paliers du profil de vitesse $v_{20,k}$ illustré à la figure 3.7.

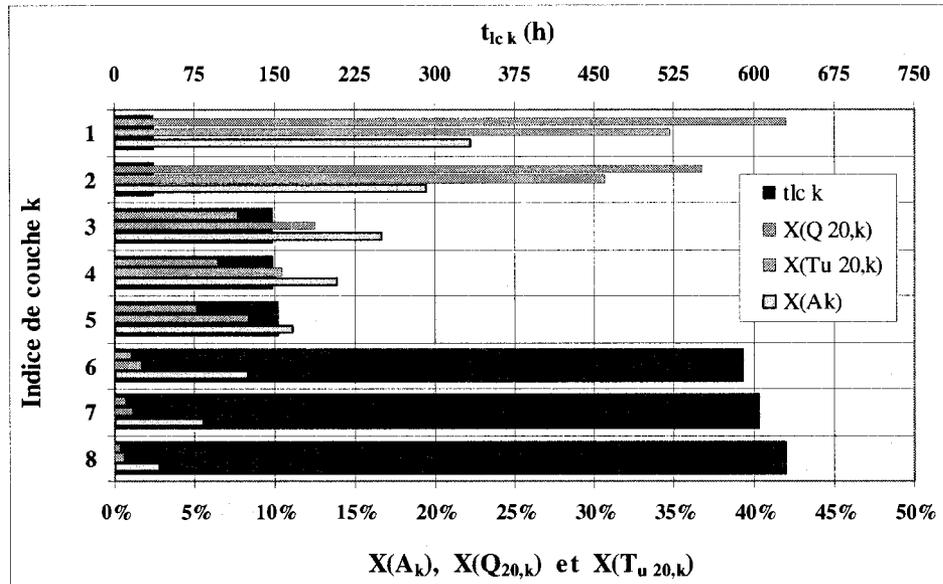


Figure 3.8 : Exemple de valeurs de $t_{lc\ k}$, $X(Q_{20,k})$ et $X(T_{u\ 20,k})$ pour un drain hétérogène mis en charge, avec ajout des valeurs de $X(A_k)$.

Tel qu'attendu, la figure 3.8 montre que les couches d'un drain transportant un fort débit sont celles dont le temps de parcours le long de la ligne de courant est faible. La valeur du temps de parcours d'une ligne de courant circulant dans les couches inférieures est plus grande, alors que la fraction du débit transporté par ces couches est plus petite. À la section 2.7.3, on a défini le critère $t_{lc\ max\ utile}$, soit le temps de transport maximum utile d'une ligne de courant, définissant la durée au-delà de laquelle on peut considérer que le gain d'alcalinité est négligeable. Sa valeur de 72 heures est montrée à la figure 4.16.

L'équation 3.31 définit le paramètre $T_{u\ 20,k}$, lequel est relié au critère $t_{lc\ max\ utile}$.

$$T_{u\ 20,k} = t_{lc\ k} X(Q_{20,k}) \quad (h) \quad \text{où } t_{lc\ k} \leq t_{lc\ max\ utile} \quad (3.31)$$

Le paramètre $T_{u,20,k}$ est défini comme la contribution à $x = 20$ m d'une couche d'indice k au temps de résidence utile du drain. Le fait de limiter la valeur de $t_{lc,k}$ à $t_{lc,max\ utile} = 72$ h revient à considérer inutile l'accroissement du temps de transport d'une ligne de courant au-delà de 72 heures. Le temps de résidence utile T_u du drain est défini par l'équation suivante.

$$T_u = \sum_{(k=1 \text{ à } k_{max})} T_{u,20,k} \quad (\text{h}) \quad (3.32)$$

Pour un écoulement donné, la valeur de T_u s'avère toujours égale ou inférieure à la valeur de T calculée par l'équation 3.10. La valeur de T_u s'avère un meilleur indicateur du temps de résidence réel d'un drain dans lequel le réseau d'écoulement est hétérogène.

Enfin, la contribution relative à $x = 20$ m d'une couche d'indice k au temps de résidence utile T_u s'exprime par l'équation 3.33.

$$X(T_{u,20,k}) = T_{u,20,k} / T_u \quad (\%) \quad (3.33)$$

Les valeurs de $X(T_{u,20,k})$ sont ajoutées à la figure 3.8. Ces valeurs sont fictives mais leur amplitude et leur distribution en fonction de l'indice de couche k sont cohérentes avec la nature hétérogène du drain montré à la figure 3.7.

Pour bien comprendre les fondements des équations 3.29 à 3.33, il importe d'apporter quelques précisions concernant les définitions de $X(Q_{20,k})$ et $X(T_{u,20,k})$. Le drain montré aux figures 3.5, 3.7 et 3.8 a une aire de section A composée de k couches ayant chacune une aire de section de couche A_k . On peut définir la fraction $X(A_k) = A_k/A$ comme étant la contribution de chaque couche à l'aire de section totale A du drain. On a superposé le profil des fractions $X(A_k)$ à la figure 3.8. Si le drain de la figure 3.8 avait une seule valeur de K spécifiée (i.e. si il était homogène) et qu'il demeurerait en charge, alors dans ce cas la contribution relative $X(Q_{20,k})$ égalerait la fraction $X(A_k)$ pour chaque couche. Les profils de $X(Q_{20,k})$ et $X(A_k)$ montrés à la figure 3.8 seraient alors identiques. Pour ce cas où la valeur de K est la même partout dans le drain, l'équation de Darcy indique qu'à

$x = 20$ m, la vitesse serait constante (pour un gradient constant) en fonction de l'indice de couche k . En considérant ensuite l'équation de continuité, on parvient à l'égalité $X(Q_{20,k}) = X(A_k)$. Supposons maintenant que pour ce drain homogène, on notait en plus la présence de valeurs de $t_{lc\ k}$ identiques pour toutes les couches. Dans ce cas l'équation 3.31 nous indique que les valeurs de $T_{u\ 20,k}$ seraient elles aussi identiques en fonction de l'indice k . En considérant les équations 3.32 et 3.33, on en déduit que le profil des valeurs de $X(T_{u\ 20,k})$ serait finalement identique aux profils de $X(Q_{20,k})$ et $X(A_k)$.

Ce cas est utile à la compréhension des liens entre les paramètres $X(Q_{20,k})$ et $X(T_{u\ 20,k})$, mais il s'agit d'un cas non représentatif des écoulements à l'étude. Les valeurs de $t_{lc\ k}$ ne sont en effet jamais identiques, même pour des configurations de drains homogènes, en raison de la présence du déversoir imposée à la sortie. Tel que l'a montré la figure 3.7, le déversoir force la remontée des lignes de courant circulant dans les couches inférieures, ce qui allonge leurs valeurs de $t_{lc\ k}$ tel que mentionné précédemment. Le fait que les valeurs de $t_{lc\ k}$ ne soient jamais identiques pour les écoulements traités explique pourquoi les valeurs de $X(Q_{20,k})$ et $X(T_{u\ 20,k})$ sont différentes dans cette étude.

Ces considérations justifient l'intérêt de caractériser la contribution de chaque couche au temps de résidence par le paramètre $X(T_{u\ 20,k})$ plutôt que par le paramètre $X(Q_{20,k})$. De plus, on doit garder à l'esprit que la condition $t_{lc\ k} \leq t_{lc\ max\ utile}$ est jointe à l'équation 3.31 décrivant $T_{u\ 20,k}$. Conséquemment, les valeurs de $t_{lc\ k}$ obtenues du modèle sont ajustées au besoin lorsqu'elles excèdent la valeur du critère $t_{lc\ max\ utile} = 72$ h. De plus, il est important de rappeler que le paramètre $T_{u\ 20,k}$ est calculé par l'équation 3.31 en utilisant la fraction de débit circulant dans chaque couche, $X(Q_{20,k})$, et que cette fraction de débit demeure inchangée, que la valeur de $t_{lc\ k}$ soit plafonnée ou non à 72 h.

Le paramètre $X(T_{u\ 20,k,sup})$ utilisé dans la suite de cette étude représente la contribution relative à $x = 20$ m de la couche d'écoulement superficiel au temps de résidence utile.

3.5 Influence de la dissolution du calcaire sur T et S

3.5.1 Temps de résidence

La dissolution du calcaire résultant du passage du DMA dans un DAC constitue un processus de perte de masse pouvant être décrit par une équation cinétique de premier ordre (Lasaga, 1981 ; Cravotta et Watzlaf, 2002) :

$$dM_s(t)/dt = - p M_s(t) \quad (\text{tonne ou kg de calcaire}) \quad (3.34)$$

$M_s(t)$ exprime la masse de calcaire à un temps t , où t peut être considéré comme l'âge t du drain ; p est le coefficient du taux de dissolution. Rappelons que pour cette étude, nous considérons qu'il ne se produit aucun enrobage de la pierre calcaire par des précipités secondaires, puisque nous assumons que les critères d'applicabilité d'un DAC définis par Hedin et al. (1994a) sont rencontrés. L'intégration de l'équation 3.34 génère l'équation exponentielle de perte de masse :

$$M_s(t) = M_{s0} \exp(-p t) \quad (3.35)$$

Où M_{s0} est la masse de calcaire initiale dans le drain au début de sa vie utile. La mise en graphique de $M_s(t)$ de l'équation 3.35 en fonction du temps t produit des courbes décroissantes tel qu'attendu, étant donné que la dissolution constitue un processus de perte de masse. L'insertion de l'équation 3.35 dans l'équation 3.15 résulte en une expression qui lie le temps de résidence T à l'âge t du DAC :

$$T = e S_r M_{s0} \exp(-p t) / (\rho_s Q) \quad (d) \quad (3.36)$$

Si les variables e , S_r et Q demeurent constantes, la mise en graphique de T de l'équation 3.36 en fonction de t produit également des courbes décroissantes. Dans ces conditions, le temps de résidence diminue donc avec l'âge du drain t . Par contre, si le rapport $(e S_r)/Q$ augmente au cours de la vie utile du DAC, la décroissance de T avec l'âge du drain t pourrait être atténuée, ou T pourrait même augmenter avec t . La durée de vie utile du drain, correspondant à la valeur maximale de l'âge t du drain, est traitée à la section

3.7. Quant au coefficient du taux de dissolution p , Cravotta et Watzlaf (2002) ont montré qu'il varie avec le temps t à moyen et long terme (sur quelques années). En utilisant des données d'une étude de Cravotta et Trahan (1999), ces auteurs ont établi que p chutait avec le temps, et ce en raison de la chute du flux massique J_{CaCO_3} duquel p dépend par l'équation 3.36 :

$$p = J_{\text{CaCO}_3} / (M_{\text{so}} X_{\text{CaCO}_3}) \quad \text{en temps}^{-1} \text{ (e.g. année}^{-1}\text{)} \quad (3.36)$$

Où X_{CaCO_3} représente la fraction massique de CaCO_3 de la pierre calcaire employée. J_{CaCO_3} est lui-même défini par l'équation 3.38.

$$J_{\text{CaCO}_3} = Q \Delta C_{\text{CaCO}_3} \quad (\text{tonne CaCO}_3 / \text{an}) \quad (3.38)$$

ΔC_{CaCO_3} exprime la différence de concentration de l'acidité, de l'alcalinité ou du calcium Ca^{2+} entre l'effluent et l'influent du drain pour une certaine période (e.g. une année). Les concentrations sont exprimées en équivalent CaCO_3 . La mesure du calcium est généralement préférée, parce qu'elle est simple à prendre et constitue un bon indicateur d'alcalinité (Cravotta et Trahan, 1999). De plus, l'alcalinité ne peut être mesurée pour des pH inférieurs à 4,5 et la mesure de l'acidité est moins précise que celle du calcium (Cravotta et Watzlaf, 2002).

La chute du flux massique J_{CaCO_3} à moyen et long terme est attribuable à la diminution de la masse de calcaire dans le drain et à la diminution de la surface de contact entre la pierre calcaire et le DMA (Cravotta et Watzlaf, 2002). Afin d'améliorer la précision de l'analyse conceptuelle d'un DAC, Cravotta et Watzlaf (2002) ont cherché à identifier une méthode d'estimation du coefficient p qui reflète la tendance baissière de p à long terme observée sur des DAC existants. La méthode retenue consiste à échantillonner à répétition la concentration de Ca^{2+} (comme mesure témoin de l'alcalinité) pendant un essai de neutralisation. L'équation 3.39, obtenue par l'application du logarithme népérien à l'équation 3.35, est en suite employée.

$$\ln (M_s(t) / M_{\text{so}}) = -p t \quad (3.39)$$

La mise en graphique sur une échelle logarithmique de $(M_s(t) / M_{s0})$ en fonction du temps t génère une droite de pente $-p$ entre chaque paire de lectures successives. Une droite de tendance peut être tracée à travers l'ensemble des points mesurés par la méthode des moindres carrés et un coefficient p reflétant la tendance baissière est alors déduit de la pente de cette droite. Cravotta et Watzlaf (2002) ont démontré la fiabilité de cette méthode, même pour des essais de neutralisation ne durant que deux jours.

3.5.2 Surface de contact

L'équation 3.16 définissant S dépend de la variable V_w qui est définie par l'équation 3.4. En insérant l'équation 3.4 dans 3.16, puis en simplifiant, on trouve l'équation 3.40.

$$S = 10^{-6} \rho_s S_m S_r V_t (1 - \eta) \quad (\text{Mm}^2) \quad (3.40)$$

L'influence de la dissolution sur la surface de contact est tributaire de l'influence combinée des variables de l'équation 3.40, à l'exception de ρ_s qui peut être assumée constante. L'évolution de S_m en fonction de la dissolution a été peu étudiée jusqu'à présent. D'une part, la taille des grains diminue au cours du processus de dissolution, ce qui pourrait donc faire chuter la surface spécifique massique des grains S_m . D'autre part, Genty et al. (2008) ont noté que la dissolution pouvait engendrer la formation de petits pores, ce qui pourrait contribuer à accroître la valeur de S_m pour une dimension de grain donnée. Des recherches supplémentaires sont requises pour déterminer si S_m chute effectivement en réponse au processus de dissolution. Si des tassements se produisent au cours de la vie utile du drain, le volume total V_t du drain devrait également diminuer. Enfin, S_r et $(1-\eta)$ varieront proportionnellement à la hausse ou à la baisse. Cravotta et Watzlaf (2002) sont d'avis que la baisse de S_m et V_t devrait s'avérer prépondérante et faire chuter la surface de contact avec la dissolution du calcaire, et donc avec l'âge du drain t .

3.6 Influence des variables T et S_r sur la production d'alcalinité

La cinétique de la réaction de production d'alcalinité peut être décrite par l'équation 3.41 (e.g. Lasaga, 1981) :

$$dC(t)/dt = p_{(n)} (C_m - C(t))^n \quad (3.41)$$

où C(t) est la concentration d'alcalinité ou de Ca²⁺ produite par le DAC à un temps t exprimée en équivalent CaCO₃, C_m est la concentration d'alcalinité maximale ou la concentration atteinte en régime permanent, n est l'ordre de la réaction et p_(n) est le coefficient du taux de production d'alcalinité de la réaction d'ordre n, exprimé en unité de temps inverse (e.g. année⁻¹). La dissolution du calcaire est un processus couramment représenté par une équation cinétique de premier ordre (e.g. Lasaga, 1981 ; Cravotta, 2003), mais certains auteurs la considèrent de second ordre (e.g. Dietz et Dempsey, 2002). Pour le présent projet, l'ordre retenu est un (n = 1) et le coefficient du taux de production d'alcalinité devient donc p'. Le lecteur pourra se référer à Cravotta (2003) pour comparer ces équations avec celles du second ordre. Pour estimer le coefficient p', on peut procéder à l'intégration de l'équation 3.41, ce qui génère l'équation 3.42 :

$$\ln[(C_m - C(t)) / (C_m - C_o)] = p' T \quad (3.42)$$

où C_o est la concentration initiale d'alcalinité ou de Ca²⁺ au début de la vie utile du drain. La mise en graphique sur une échelle logarithmique de l'expression de gauche de l'équation 3.42 en fonction du temps de résidence génère une droite de pente -p' (Cravotta et Watzlaf, 2002). Les données fournies par un essai de neutralisation se prêtent bien à cette méthode d'estimation graphique. L'isolation de C(t) de l'équation 3.42 donne l'équation suivante :

$$C(t) = C_m - \{(C_m - C_o) \exp(-p' T)\} \quad (\text{Alcalinité en mg d'équivalent CaCO}_3/\text{L}) \quad (3.43)$$

La mise en graphique de C(t) de l'équation 3.43 en fonction du temps de résidence T dans le DAC génère des courbes croissant vers des asymptotes horizontales. Cette tendance asymptotique décrit également l'évolution du pH en fonction du temps de

contact entre le DMA et la pierre calcaire. Pour un DAC, elle s'explique par le fait que l'indice de saturation (IS) augmente avec le temps de contact entre la pierre calcaire et le DMA (le IS augmente également en fonction de la distance parcourue par le DMA le long du drain). En d'autres termes, la réaction de dissolution tend vers l'équilibre entre les concentrations de la solution acide et de la calcite, ce qui ralentie l'augmentation de la concentration d'alcalinité. Par ailleurs, pour le cas des DOC (ou des DAC dans lesquels il y a précipitations d'hydroxydes), l'enrobage graduel de la pierre calcaire par les précipités de métaux constitue un frein additionnel à la dissolution du calcaire, ce qui peut accentuer le plafonnement de la concentration d'alcalinité.

Enfin, l'insertion de l'équation 3.36 dans 3.43 résulte en une expression qui lie la concentration d'alcalinité à l'âge t du drain et qui illustre l'influence de S_r sur $C(t)$:

$$C(t) = C_m - \{(C_m - C_0) \exp[-p' e S_r M_{so} \exp(-p t) / (\rho_s Q)]\} \quad (3.44)$$

Si les variables e , S_r , Q , p et p' demeurent constantes, la mise en graphique de $C(t)$ de l'équation 3.44 en fonction de t produit des courbes décroissantes (Cravotta et Watzlaf, 2002). Dans ces conditions, la production d'alcalinité d'un DAC diminue avec son âge. Par contre, si au moins un de ces paramètres varie suffisamment, alors $C(t)$ peut évoluer différemment en fonction de t .

3.7 Équations de dimensionnement d'un DAC

L'équation la plus utile au dimensionnement du drain anoxique calcaire est celle établissant la masse de calcaire initiale requise lors de la construction. En effet, si l'on connaît cette masse initiale et que l'on estime une porosité initiale probable, alors l'équation 3.12 nous permet de déduire le volume total du drain. Enfin, pour ce volume résiduel et certaines variables géométriques (figure 2.2) choisies principalement selon les contraintes d'espace locales (e.g., $B = 1$ m, $L = 50$ m et rapport $H : B \equiv 3 : 1$), le concepteur déduit la ou les variables géométriques non contraintes (e.g., W dans cet exemple) (Kilborn, 1999).

La présente section vise donc à développer une équation établissant la masse de calcaire initiale requise lors de l'analyse conceptuelle. En isolant la variable M_{so} de l'équation 3.36, on obtient l'équation 3.45 pour le cas particulier où les variables t et T sont respectivement la durée de vie utile visée du drain $t_{vie\ utile}$ (i.e. au moins 25 ans) et le temps de résidence minimal T_{min} (h) désiré.

$$M_{so} = \exp(p t_{vie\ utile}) Q T_{min} \rho_s / (24 e S_r) \quad (\text{kg}) \quad (3.45)$$

Le T_{min} employé est le temps de résidence minimum de conception établi par des essais de neutralisation pour le DMA local (48 h dans cette étude ; section 2.7) ou sur la base des recommandations d'auteurs (e.g. Kilborn, 1999). Dans l'équation 3.45, le coefficient du taux de dissolution p peut être estimé par un essai de neutralisation avec un échantillonnage successif suivi d'une analyse graphique utilisant l'équation 3.39, tel que mentionné précédemment.

Une autre approche pour estimer la masse initiale de calcaire requise pour un DAC à concevoir a été présentée par Cravotta (2003). Cette approche consiste à résoudre récursivement deux équations. On doit tout d'abord isoler $M_s(t)$ de l'équation 3.15, où $M_s(t)$ est la masse de calcaire à un certain âge t du drain. $M_s(t)$ dépend entre autres de T dans l'équation 3.15. L'étape suivante consiste à remplacer T par substitution de l'équation 3.42. L'équation résultante est la suivante :

$$M_s(t) = Q \rho_s \ln[(C_m - C(t)) / (C_m - C_o)] / (p' e S_r) \quad (3.46)$$

Rappelons que la mise en graphique de l'équation 3.42 en utilisant les concentrations mesurées lors d'un essai de neutralisation permet d'estimer p' . La seconde équation requise est développée à partir de l'équation du bilan de la dissolution du calcaire :

$$M_s(t) = M_{so} - [\Delta C_{CaCO_3} Q \Delta t_{intervalle} / X_{CaCO_3}]$$

Où ΔC_{CaCO_3} et X_{CaCO_3} furent définis pour l'équation 3.38, et $\Delta t_{intervalle}$ constitue la durée d'un intervalle composant la vie utile visée du DAC (e.g. si $\Delta t_{intervalle} = 1$ an et la durée

de vie utile est de 25 ans, il y a 25 intervalles). Cette équation peut être remaniée sous la forme suivante :

$$C(t) = C_0 + X_{\text{CaCO}_3} [M_{\text{so}} - M_s(t)] / (Q \Delta t_{\text{intervalle}}) \quad (3.47)$$

La résolution des équations 3.46 et 3.47 permet de déterminer la masse initiale de calcaire requise pour produire une concentration d'alcalinité suffisante la dernière année de la vie utile du DAC. Pour ce faire, Cravotta (2003) établit d'abord des valeurs moyennes pour Q , e , S_r et p' . On doit également fixer la durée de vie utile du drain, la concentration maximale probable d'alcalinité dans le drain (C_m) et la concentration d'alcalinité du DMA à l'entrée du DAC (C_0), laquelle est généralement nulle. Pour le premier intervalle correspondant à la dernière année de la vie utile, une valeur de $C(t)$ est posée, laquelle correspond à l'acidité du DMA à neutraliser, ajoutée d'une certaine quantité d'alcalinité pour bâtir une certaine réserve d'alcalinité afin de compenser pour l'acidification probable que subira l'effluent lors des traitements en aval du DAC. L'équation 3.46 produit la masse de calcaire à la fin de la dernière année de la vie utile du drain. Cette $M_s(t)$ est introduite dans l'équation 3.47, de laquelle est déduite M_{so} au début de la dernière année de la vie utile du drain.

Hedin et Watzlaf (1994) ont évalué les caractéristiques géométriques, hydrauliques et géochimiques de plus d'une vingtaine de DAC de mines de charbon situées au nord-est des États-Unis. Leur but était également de développer une équation permettant de dimensionner un DAC en fonction d'un temps de résidence minimal, d'une concentration d'alcalinité maximum souhaitable et d'une certaine longévité du drain, le tout en tenant compte de la perte de masse de calcaire avec l'âge. L'équation, développée pour un drain saturé en continu, spécifie la masse de calcaire initiale requise à prévoir pour la vie utile du drain :

$$M_{\text{so}} = Q [(T_{\text{min}} \rho_b / \eta) + (t_{\text{vie utile}} C_m / X_{\text{CaCO}_3})] \quad (3.48)$$

Où ρ_b est la densité totale du drain, égale à $\rho_s (1-\eta)$. Le premier groupe de termes entre parenthèses vise à rencontrer l'exigence du temps de concentration minimal, alors que les termes compris dans la seconde parenthèse tiennent compte de la longévité souhaitée du DAC, $t_{\text{vie utile}}$. En isolant le temps de résidence, nous trouvons l'équation 3.49.

$$T_{\min} = [e M_{\text{so}} / (\rho_s Q)] - [t_{\text{vie utile}} e C_m / \rho_s X_{\text{CaCO}_3}] \quad (3.49)$$

Le premier groupe de termes entre crochets de l'équation 3.49 correspond à l'équation 3.15 pour le cas particulier où le drain est pleinement saturé ($S_r = 100\%$). Le second groupe de termes entre crochets représente la diminution du temps de résidence résultant de la perte de masse de calcaire dans le temps. L'équation 3.49 comporte d'importantes limitations. Premièrement, elle stipule que T est toujours égal au T initial du DAC correspondant au premier groupe de termes de l'équation, réduit d'une certaine durée correspondant au second groupe de termes de l'équation. Cette équation linéaire à deux termes revient à supposer la présence d'une décroissance linéaire de la masse de calcaire plutôt qu'exponentielle inverse tel qu'établi précédemment par l'équation 3.36. Deuxièmement, le second groupe de termes entre crochets est fonction de la concentration maximale d'alcalinité pouvant être produite par le drain calcaire. Or, l'équation 3.43 décrit plutôt une croissance asymptotique de la concentration en fonction de T et une décroissance quasi-linéaire en fonction de l'âge t du drain par l'équation 3.44. Par conséquent, l'usage de C_m dans l'équation 3.49 plutôt que $C(t)$ présente l'inconvénient de conduire à une surestimation de la masse M_{so} requise. Pour ces raisons, l'équation 3.49 n'est pas recommandée par Cravotta (2003), et n'est pas retenue dans la présente étude.

3.8 Dernières remarques

La dissolution de la pierre calcaire est susceptible de faire varier la porosité du drain de façon imprévisible (Hedin et al., 1994 ; Watzlaf et al., 2000a & 2004 ; Bernier et al., 2001 ; Cravotta et Watzlaf, 2002 ; Cravotta, 2003). Or, ceci se répercute dans le calcul prévisionnel du temps de résidence (3.36) et de la concentration d'alcalinité des DAC (3.44). Cravotta et Watzlaf (2002) rappellent d'ailleurs que la porosité est une variable critique de l'analyse conceptuelle d'un DAC, et soulignent la variabilité élevée de ce paramètre. Néanmoins, par soucis de simplicité, ces auteurs ont posé constants la porosité et le débit dans leur étude analytique prenant en compte la nature exponentielle de la cinétique de dissolution du calcaire et de production d'alcalinité, tout comme d'autres l'avaient fait auparavant (Hedin et Watzlaf, 1994 ; Watzlaf et al., 2000a & 2004).

Suivant la recommandation d'étudier la sensibilité de η et de Q formulée par certains auteurs (e.g. Kilborn, 1999 ; Cravotta, 2003), la présente étude propose de le faire numériquement, au moyen d'une analyse dite paramétrique, dans laquelle l'influence conjointe de certains paramètres sera étudiée (figure 1.1). Ayant maintenant défini les équations des variables critiques (T , S_r , S et v), le prochain chapitre présentera la méthodologie employée pour procéder à cette analyse.

CHAPITRE 4 MÉTHODOLOGIE DE L'ANALYSE PARAMÉTRIQUE

4.1 Choix des géométries de DAC et de la variabilité imposée à S_o

Les variables géométriques, soit l'épaisseur totale B du drain, la largeur totale W du drain, la pente latérale $H:B$ (réf. figure 3.4) et l'aire de section transversale A ont été illustrées schématiquement à la figure 3.4, qui présentait une section de DAC trapézoïdale. Le tableau 4.1 présente les valeurs attribuées à ces variables, ainsi qu'à la longueur L du DAC, ce qui permet le calcul du volume total V_t du DAC (équation 3.1). Pour l'étude, deux sections de drain de forme trapézoïdale sont définies, tel que montré au tableau 4.1 et aux figures 4.1 et 4.2.

Tableau 4.1 : Variables géométriques employées dans l'étude

Numéro de la géométrie	B	W	H:B	A	L	V_t	S_o
	(m)	(m)	(m)	(m ²)	(m)	(m ³)	(%)*
Géométrie 1 (géométrie principale de l'étude)	1,33	8	3:1	6	60	360	1%, 6% et 12%
Géométrie 2 (inspirée de celle du DAC Dol-1)	0,67	4	3:1	1,67	60	100	6%

* Les valeurs de S_o de 1%, 6% et 12% correspondent à des angles θ de 0,57°, 3,43° et 6,84°.

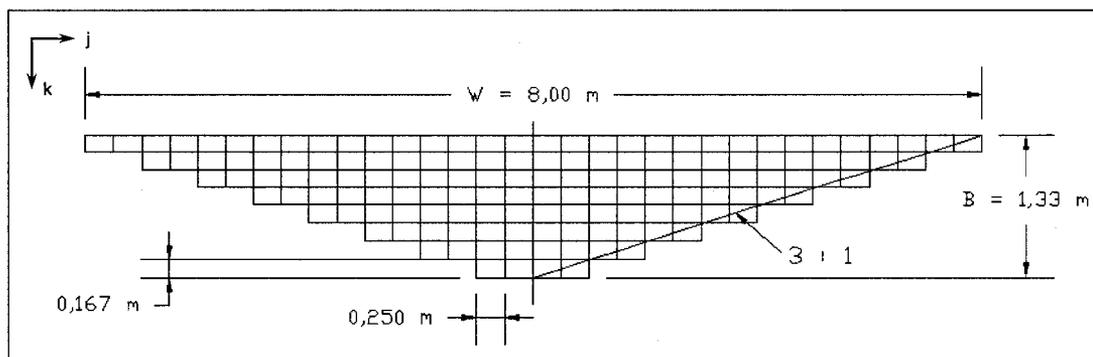


Figure 4.1 : Vue de la section du DAC de géométrie 1

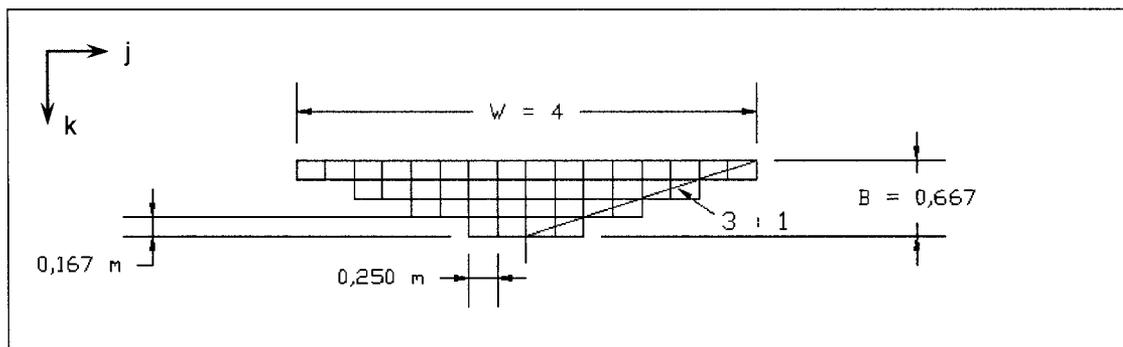


Figure 4.2 : Vue de la section du DAC de géométrie 2

Tel que mentionné précédemment, la représentation d'une géométrie quelconque par Visual Modflow se fait en définissant une matrice tridimensionnelle composée de parallélépipèdes (appelés cellules dans cette étude) agencés ensemble de manière à représenter le mieux possible le volume défini par les variables géométriques (voir figure 3.5). Le périmètre en forme d'escalier des sections montrées aux figures 4.1 et 4.2 est causé par l'utilisation de tels éléments. Par ailleurs, le périmètre complet de chaque section constitue une frontière imperméable, tel que discuté à la section 4.2.

Les géométries 1 et 2 présentent des caractéristiques assez répandues sur la base d'études de recensement de DAC (e.g. Cravotta et Watzlaf, 2002). La géométrie 1, dite principale, est soumise à trois différentes pentes longitudinales dans l'analyse paramétrique. La géométrie 2, dite secondaire, est constituée de certaines des variables géométriques des drains Dol-1, Dol-2 et Dol-3 du versant sud du site minier de Lorraine (Bernier et al., 2001). Ces variables sont la section et la pente moyenne, ainsi que la longueur du drain mais dans une moindre représentativité (L de Dol-1 est 8% supérieure au L de la géométrie 2). L'emploi de la géométrie 2 est restreint à l'étude d'écoulements à travers des granulométries très grossières (D_{50} de 7 à 30 mm), ce qui permet de simuler les écoulements potentiellement présents dans le DAC Dol-1 de Lorraine, ainsi que dans d'autres DAC déjà mis en place ailleurs avec de telles granulométries (Kilborn, 1999).

On remarque que la section de la géométrie 2 est constituée des 4 couches inférieures de la section de la géométrie 1.

La figure 4.3 présente une vue isométrique d'une cellule de la matrice tridimensionnelle du modèle. En comparant les figures 3.4 et 4.3, on remarque que les variables b , w , a et dx à l'échelle d'une cellule sont associées aux variables géométriques B , W , A et L à l'échelle du drain. Les indices de rangée i , de colonne j et de couche k identifient l'ordre de position d'une cellule selon les axes x longitudinal, y transversal et z d'élévation.

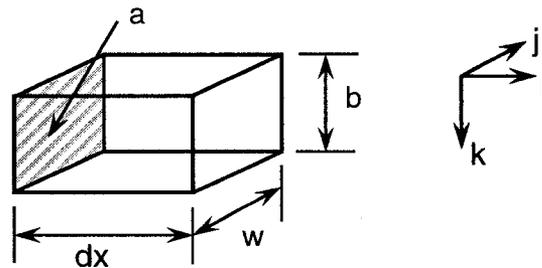


Figure 4.3 : Vue isométrique d'une cellule de la matrice du modèle.

Le tableau 4.2 présente les valeurs des paramètres dimensionnels de la matrice du modèle pour les deux géométries définies. Les paramètres i_{\max} , j_{\max} et k_{\max} identifient respectivement le nombre total de rangées, de colonnes et de couches constituant le drain modélisé (pour une vue isométrique d'un drain modélisé, voir la figure 3.5).

Tableau 4.2 : Paramètres dimensionnels du modèle

Géométrie	b (m)	w (m)	a (m ²)	dx (m)	i_{\max}	j_{\max}	k_{\max}
1	0,167	0,250	0,042	1	60	32	8
2	0,167	0,250	0,042	1	60	16	4

Soit A_k , l'aire de section d'une couche d'indice k d'un drain à section trapézoïdale de géométrie 1 ou 2. La prépondérance de A_k des couches supérieures par rapport aux A_k des autres couches rend les couches supérieures davantage influentes dans les écoulements. Les figures A3.1 et A3.2 de l'annexe 3 présentent les valeurs de A_k .

4.2 Caractéristiques du logiciel de simulation numérique employé

4.2.1 Caractéristiques générales du code numérique Modflow

Modflow (pour MODular three-dimensional finite-difference ground-water FLOW model) est un logiciel de simulation tridimensionnel d'écoulement souterrain dont l'utilisation touche les domaines de l'hydrogéologie et de l'environnement (notamment pour l'analyse du transport des contaminants). Il a été développé par le U.S. Geological Survey (McDonald and Harbaugh, 1988), qui a rendu son code source publique.

Depuis la publication originale de Modflow en 1984, le USGS a procédé à de multiples améliorations en fonction des commentaires des usagers et de l'évolution des techniques de programmation. Les récentes améliorations ont amené le USGS à renommer le code « Modflow-2000 ». Pour chaque génération du code incluant Modflow-2000, le USGS offre un support technique aux usagers et distribue gratuitement des mises à jour sur une base régulière. Cet engagement du USGS à assurer l'évolution du code a contribué à populariser Modflow au sein des communautés scientifique et praticienne, lesquelles ont en retour aidé le USGS à valider le code pour une panoplie de problèmes. Encore aujourd'hui, Modflow demeure reconnu comme étant un outil fiable, puissant, polyvalent et robuste. Il constitue d'ailleurs le logiciel d'analyse d'écoulement souterrain le plus employé non seulement par le USGS, mais à l'échelle mondiale (Domenico et Schwartz, 1990 ; Fetter, 2000 ; Scientific Software Group, 2006).

Le cœur de Modflow consiste en un programme principal écrit en FORTRAN et composé de quelques méthodes itératives (solveurs) résolvant les équations

d'écoulements souterrains par différences finies. Le programme principal comprend également un module de détermination des lignes d'écoulement appelé « Modpath », ainsi qu'un module d'analyse par bilan de masse appelé « Zone budget ». La région à modéliser est représentée par une matrice tridimensionnelle constituée d'un certain nombre de couches, de rangées et de colonnes agencées ensemble de manière à représenter le mieux possible la géométrie du volume à représenter. Cette subdivision de la matrice en cellules (parallélépipèdes) éditables permet à l'utilisateur de représenter l'isotropie (ou l'anisotropie) et l'homogénéité (ou l'hétérogénéité) de la région à modéliser. Diverses conditions hydrauliques peuvent ensuite être appliquées aux frontières de la matrice (e.g. charges constantes, débit constant entrant ou sortant, évacuation d'eau à la manière d'un drain agricole).

Modflow offre à l'utilisateur le choix de lancer les calculs itératifs en régime transitoire ou permanent. De plus, les critères de convergence sont également paramétrables. La convergence des calculs itératifs mène à la détermination d'un profil piézométrique stable. Ce profil pourra s'avérer à nappe libre, en charge, ou un mélange des deux selon les caractéristiques du problème à résoudre. Ainsi, chaque cellule deviendra mouillée ou sèche (totalement exempte d'eau) si, respectivement, celle-ci contient ou non une charge hydraulique suite à la résolution des équations hydrauliques sur chacune de ses six faces. Dans Modflow, une cellule est soit mouillée ou sèche, du fait que le code originel de Modflow ne prend en compte que les écoulements dans la zone saturée. Une cellule mouillée peut être partiellement saturée ou complètement saturée. Dans cette étude, nous ne nous intéressons qu'aux écoulements saturés, puisque la dissolution du calcaire est un mécanisme qui s'effectue essentiellement en phase aqueuse. Par conséquent, cette particularité du logiciel ne limite pas la portée de l'analyse. À titre informatif, d'autres logiciels tels Modflow-Surfact, Hydrus (IGWMC, 2007), Vadose et Seep (de Géoslope Inc.) traitent la zone non saturée.

4.2.2 Caractéristiques générales du logiciel Visual Modflow

Parallèlement aux efforts d'amélioration du code de Modflow déployés par le USGS, certaines compagnies ont récupéré le code public de Modflow-2000 et en ont amélioré les pré et post-processeurs, afin de commercialiser des versions de Modflow facilitant les étapes de modélisation et d'analyse de solutions. La majorité de ces versions privées offertes aujourd'hui sont d'interface conviviale de type Windows et incluent des modules de sortie graphique 2D et 3D performants. Le logiciel utilisé dans cette étude constitue l'une de ces versions bonifiées. Il s'agit de Visual Modflow (version 3.0.0.180) développé et commercialisé par la compagnie Waterloo Hydrogeological Inc.

Le programme principal de Visual Modflow utilise la plateforme de Modflow-2000. Il est composé de cinq différents solveurs, dont quatre sont directement hérités de Modflow-2000 : Le SSOR - Slice-Successive Overrelaxation, le SIP - Strongly Implicit Procedure, le PCG2 (Preconditioned Conjugate Gradient) et le LMG (Algebraic Multigrid). Le cinquième solveur (WHS) a été développé par Waterloo Hydrogeologic Inc. Les caractéristiques de chacun de ces solveurs sont décrites dans le manuel de l'utilisateur (Waterloo Hydrogeological, 2002). En général, ces cinq solveurs offrent des performances comparables sur le plan de la qualité des résultats. Pour ce projet, le solveur WHS a été retenu pour l'ensemble des simulations. Au départ, ce choix a été fait en s'appuyant sur les recommandations d'utilisateurs expérimentés de Visual Modflow. En cours de projet, une comparaison du solveur WHS avec les quatre autres solveurs disponibles a été réalisée pour plusieurs simulations. Ces vérifications ont confirmé que le solveur WHS s'avère un excellent choix quant à sa stabilité (facilité à converger) et à sa vitesse d'exécution.

4.2.3 Propriétés et conditions appliquées au modèle

4.2.3.1 Propriétés d'isotropie, d'homogénéité / d'hétérogénéité

Les propriétés de chaque cellule de la matrice sont éditables au moyen d'une sélection d'une ou plusieurs cellules. La propriété d'isotropie est appliquée systématiquement à l'ensemble des cellules. L'homogénéité ou l'hétérogénéité du milieu poreux est modélisée par l'affectation de la porosité η , la porosité effective η_{eff} , la porosité efficace S_y , la conductivité hydraulique K et le coefficient d'emmagasinement S_s . Le tableau 4.4, présenté à la prochaine section, montre les valeurs employées pour ces paramètres. La figure 3.6 a présenté un DAC de géométrie 1 (tableau 4.1) modélisé dans Visual Modflow. Pour définir un DAC hétérogène dans le sens vertical, il est possible d'attribuer des variables hydrogéologiques différentes à certaines des couches.

4.2.3.2 Conditions appliquées au modèle

En plus d'être défini par une matrice aux formes et aux propriétés hydrogéologiques déterminées, le modèle est défini par un ensemble de conditions frontières, de contraintes temporelles et de conditions numériques. Le tableau 4.3 résume la nature des conditions frontières et des contraintes temporelles et leurs valeurs de référence associées. Le tableau 4.4 résume quant à lui les caractéristiques du code et du solveur.

À l'entrée du DAC, où l'entrée du DMA doit être simulée, la condition de puits d'injection « Pump wells » est employée tel que montré au tableau 4.3. Cette condition peut être employée de deux façons opposées. Elle permet soit de pomper un débit d'une matrice, soit d'injecter un débit dans une matrice. Cette dernière utilisation est employée pour le projet. En appliquant sur la première rangée de la matrice une série de puits d'injection dont les débits totalisent le débit de conception à simuler, cette condition permet d'imposer uniformément au modèle le débit souhaité lorsque l'utilisateur ne connaît pas la charge équivalente à l'entrée du DAC.

À la sortie du DAC, où l'évacuation de l'effluent doit être simulée par déversoir (figures 3.2 et 3.3), on emploie la condition DRAIN (tableau 4.3). Cette condition requiert l'affectation de deux paramètres, soit le seuil de charge H_d au-delà duquel la condition DRAIN est activée (le déversoir devient actif) et la conductance Con. Cette condition fonctionne comme suit lorsqu'elle appliquée à une cellule : si, à un instant donné, la charge hydraulique dans la cellule est supérieure à H_d , alors la charge hydraulique devient plafonnée à la valeur de H_d . Autrement, la cellule se comporte comme les autres.

Tableau 4.3 : Conditions frontières et contraintes temporelles utilisées (Waterloo Hydrogeological, 2002).

	Condition définie dans Visual Modflow	Localisation	Variables ou paramètres caractéristiques (avec symboles et unités)	Remarques
Conditions frontières utilisées	Imperméabilité	Parois externes	Condition par défaut en l'absence de l'application d'une autre condition.	Implique l'absence de recharge et d'évapotranspiration.
	Débit entrant (« PUMP WELLS » dans Visual Modflow)	Paroi d'entrée du DAC	Localisation et hauteur de la crépine (z_{c1} et z_{c2} , en mètre) et amplitude du débit d'injection (Q).	On fixe z_{c1} à la base du DAC. On trouve z_{c2} par itération en fonction du profil piézo obtenu
	Drain (rôle d'un déversoir) (« DRAIN » dans Visual Modflow)	Paroi de sortie du DAC	Localisation de la section du DRAIN, seuil de charge du DRAIN (H_d , en mètre) et conductance (Con, en m^2/d)	On pose $H_d = z_{\text{couronne sortie DAC}} = B$. On calcule Con par l'équation 4.1 (présente section).
Contraintes temporelles	Charge initiale (« INITIAL HEADS » dans Visual Modflow)	Dans toutes les cellules	Un choix de valeur élevée de H_i (en mètre) assure la convergence. Choix de $H_i = z_{\text{couronne}}$ par défaut tout le long du DAC et sur toute l'épaisseur.	À défaut de rencontrer cette contrainte, la convergence du code devient marginale. Par contre plus H_i augmente, plus la vitesse de convergence diminue
	Régime d'écoulement (usage du régime transitoire pour atteindre un profil piézo-métrique stable)		Le régime transitoire est toujours utilisé. Le pas de temps est croissant : période = 1, période (t_{max}) = 20 jours, saut de temps (time step) = 100, multiplicateur = 1,05.	Le régime permanent n'est pas utilisé avant le régime transitoire, car il a l'inconvénient de ne pas permettre la convergence de certaines configurations.

Tableau 4.4 : Paramètres du code Modflow et du solveur de Visual Modflow (Waterloo Hydrogeological, 2002).

	Nom dans Visual Modflow	Description	Remarques
Plateforme du programme principal utilisé	USGS MODFLOW 2000, MODPATH 4.2 et Zone budget	Constituent respectivement l'outil numérique de calcul de l'écoulement, l'outil de calcul des lignes de courant ainsi qu'un outil d'analyse de bilan.	Les modules de transport de contaminant (MT3D) et de régression (PEST) ne sont pas employés dans cette étude, bien que disponibles.
Solveur de Visual Modflow utilisé	WHS solver	Architecture du code utilisant la méthode "Bi-Conjugate Gradient Stabilized (Bi-CGSTAB) acceleration routine"	Parmi 5 types de codes disponibles, celui-ci est le choix par défaut dans Visual Modflow et le plus performant selon les essais comparatifs réalisés.
Critères de convergence de WHS	MXITER, ITER1, HCLOSE, RCLOSE, DAMP, RSCRIT	Valeurs habituellement utilisées : 250; 25; 0,01; 0,001; 0,01 à 0,6; 0 respectivement.	Le choix des paramètres module la vitesse de convergence du solveur.
Niveau de factorisation	Factorization level (FL)	0 ou 1. Valeur de zéro par défaut proposée par défaut.	La valeur de 1 est retenue si la convergence s'avère difficile.
Type de couche	Layer type = "confined / unconfined, Variable S,T"	Ce choix est appliqué à chaque couche des modèles. Il s'agit du choix contraignant le moins le code en regard des lois d'écoulement.	Ce choix améliore l'atteinte d'un équilibre naturel (libre convergence) pour le bilan de masse, étant donné que le DAC peut devenir en charge au cours de la convergence.
Remouillabilité des cellules	Re-wetting settings	Wetting threshold : 0,01 m Wetting interval : 5 Les autres valeurs sont celles par défaut (se référer Waterloo Hydrogeologic, (2002)).	Activé par défaut. Permet à une cellule de redevenir mouillée sous l'effet des cellules voisines même si elle est devenue sèche précédemment au cours du régime transitoire.
Porosité effective	η_{eff}	Pour la pierre calcaire du DAC, on pose $\eta_{eff} \cong \eta$.	Ne varie pas dans le temps.
Porosité efficace	S_y	Pour la pierre calcaire du DAC, on pose $S_y \cong \eta$.	Ne varie pas dans le temps.
Coefficient d'emmagasinement	S_s (m^{-1})	Pour les DAC à l'étude, on pose $S_s = 0 m^{-1}$	Ne varie pas dans le temps.
Conductivité hydraulique	K (m/s)	Les DAC à l'étude sont tous isotropes : $K = K_x = K_y = K_z$	Isotropie ; la conductivité peut varier d'une couche à l'autre (i.e. augmentation de K vers le haut)

Pour éviter qu'il y ait confusion entre le terme drain (désignant le drain calcaire) et la condition DRAIN, nous employons ci-après le terme déversoir pour désigner les cellules du DAC où la condition DRAIN est appliquée. Le déversoir est composé des cellules de la couche supérieure à la dernière rangée du modèle (figure 4.10). Dans ces cellules, H_d est fixé égal à l'élévation de la couronne (ou plafond) z_{couronne} , laquelle égale l'épaisseur B du DAC à la sortie (figures 3.2 et 3.4). La conductance Con (m^2/d) est également spécifiée pour ces cellules. Con représente la perte de charge entre le milieu poreux du DAC et le déversoir, qui est notamment causée par la convergence des lignes de courant au déversoir (Waterloo Hydrogeologic, 2002). L'équation 4.1 permet le calcul de Con dans cette étude.

$$Con \approx 86\,400 K dx w / b \quad (\text{pour la condition DRAIN}) \quad (m^2/d) \quad (4.1)$$

Avec dx , w et b illustrés à la figure 4.3 et 86 400 étant le facteur de conversion d'un jour exprimé en secondes. K représente ici la conductivité hydraulique des cellules bornant le déversoir en amont (figure 4.10). L'équation 4.1 est paramétrique ; comme d'autres équations de ce type proposées par Waterloo Hydrogeologic, 2002, elle présente l'avantage d'ajuster la conductance d'un DRAIN lorsque K est variée.

4.3 Variations imposées à η , K et S_m

Sur la base de l'hypothèse selon laquelle les drains reçoivent un DMA respectant les critères d'applicabilité chimiques, il s'avère intéressant de simuler l'usage de granulométries diverses, car les matériaux fins favorisent des valeurs élevées des variables T , S et S_r . Les variables retenues à cette fin pour l'analyse paramétrique sont la porosité η , la conductivité hydraulique K et la surface spécifique massique S_m . La porosité est considérée ici comme une variable dite granulométrique, bien que la porosité d'un sol ne dépende pas seulement de la granulométrie des grains.

Afin d'étudier l'influence de la variation de η , K et S_m sur les variables hydrauliques, l'approche retenue consiste d'abord à définir une gamme de granulométries possibles

pour la construction d'un DAC, puis à attribuer leurs propriétés aux cellules du modèle. Chacune de ces granulométries est représentée par une courbe granulométrique, de laquelle peuvent être extraites certaines variables (D_{10} , C_u , S_m). En guise de rappel, le coefficient d'uniformité C_u est égal à D_{60}/D_{10} , soit le rapport du diamètre de la maille d'un tamis laissant passer 60% (en poids) des grains sur le diamètre de la maille d'un tamis laissant passer 10% des grains. La figure 4.4 illustre les courbes granulométriques définies pour le projet.

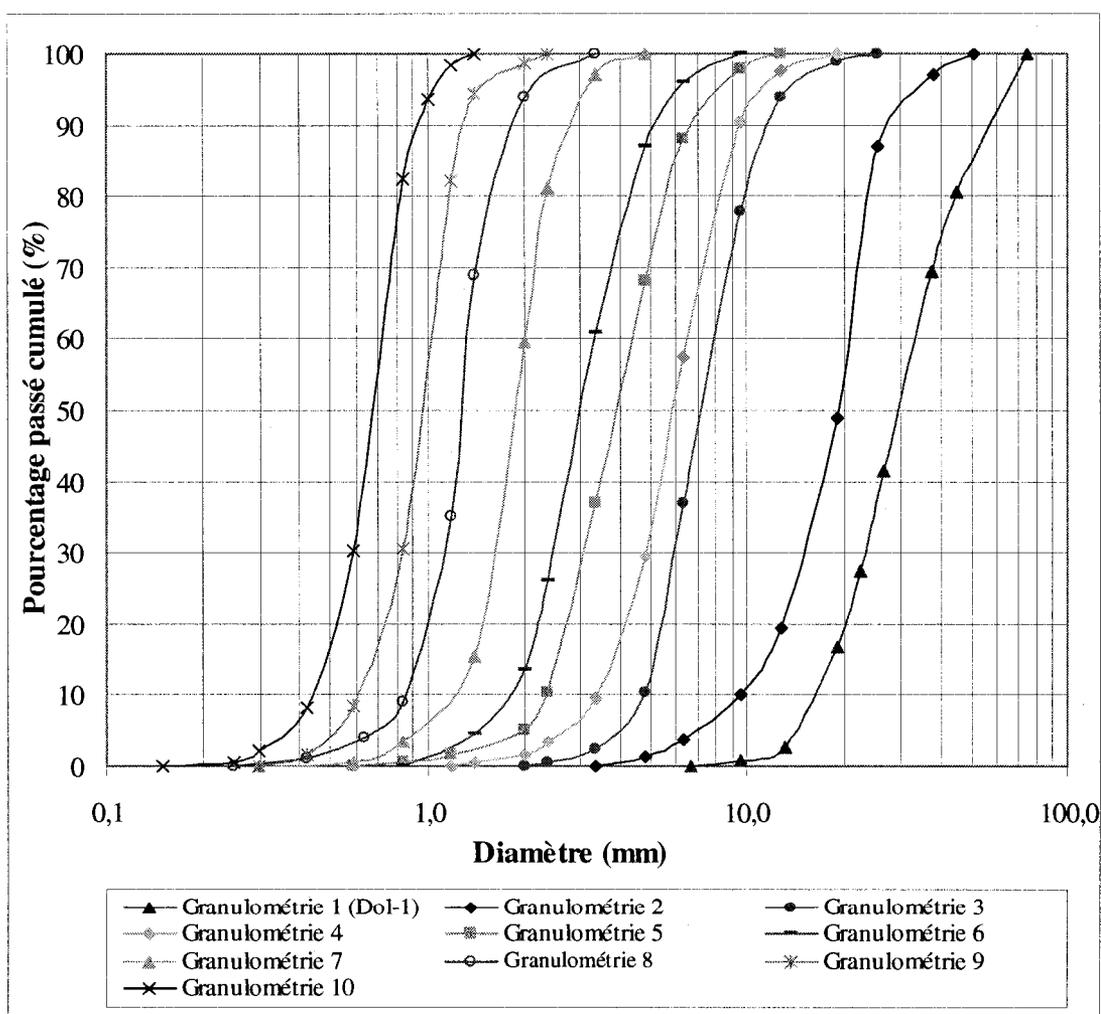


Figure 4.4 : Courbes granulométriques définies. La granulométrie 1 constitue la granulométrie moyenne de Dol-1 du site de Lorraine.

Les courbes de la figure 4.4 sont tracées à partir des informations fournies aux tableaux A1.1, à A1.11 présentés à l'annexe 1. À titre de référence, la granulométrie 1 représente la granulométrie moyenne du drain Dol-1 au site de Lorraine. Cette courbe a été déterminée à partir d'échantillons prélevés dans trois des tranchées de ce DAC quelques années après la mise en place du drain (St-Arnault et al., 2005). La granulométrie de Dol-1 mesuré satisfait assez bien la recommandation de Bernier (2002) d'utiliser un intervalle en diamètre de 2 à 4 cm pour les grains. Le tableau 4.5 présente les valeurs de D_{10} , D_{50} , D_{60} , C_u et S_m pour chacune des granulométries définies. La variable S_m est calculée avec l'équation 3.17. Tous les matériaux montrés au tableau 4.5 sont dits uniformes (avec $C_u < 3$; Degoutte et Royet, 2006).

Tableau 4.5 : Caractéristiques granulométriques des courbes de la figure 4.4.

Matériau	D_{10}	D_{50}	D_{60}	C_u	S_m
	(cm)	(cm)	(cm)		(m²/kg)
Granulométrie 1 (Dol-1)	1,650	2,950	3,150	1,909	0,093
Granulométrie 2	0,930	1,950	2,050	2,204	0,164
Granulométrie 3	0,470	0,710	0,800	1,702	0,378
Granulométrie 4	0,340	0,590	0,660	1,941	0,485
Granulométrie 5	0,240	0,400	0,430	1,792	0,731
Granulométrie 6	0,180	0,300	0,315	1,750	0,923
Granulométrie 7	0,120	0,190	0,200	1,667	1,518
Granulométrie 8	0,085	0,125	0,130	1,529	2,129
Granulométrie 9	0,061	0,098	0,102	1,672	2,884
Granulométrie 10	0,043	0,069	0,072	1,674	4,085

Pour ce projet, la porosité est limitée à trois valeurs, soit 0,25, 0,35 et 0,45. Ces choix visent à représenter l'étendue des valeurs rencontrées en pratique et citées dans la littérature. Selon Rice et al. (1970) et Carvotta (2003), la porosité de pierres de calcaire entassées dans un lit est estimée entre 0,38 et 0,52, les valeurs de la borne supérieure correspondant à une granulométrie très grossière (5,1 à 7,6 cm de diamètre moyen). La porosité moyenne de onze DAC recensés par Cravotta et Watzlaf (2002) rencontrant les critères d'applicabilité chimique de Hedin et al. (1994a) est de 0,30 avec un écart-type de 0,11. Le diamètre moyen des grains de ces drains varie entre 5,1 et 7,6 cm. La Naval Facilities Engineering Command design management DM7 (NAVFAC, 1974) établit la porosité des sables et graviers naturels entre 0,23 et 0,44. Bernier (2003) considère qu'une plage réaliste de valeurs de porosité d'un DAC s'étend de 0,25 à 0,50. Enfin, Genty et al. (2008) ont mesuré des valeurs de porosité entre 0,42 et 0,56 dans leurs essais en colonne de granulométries fines et grossières.

En fonction des trois porosités définies, trois valeurs de conductivité hydraulique sont calculées (K_{KCM} , équation 3.25). La valeur de K est donc tributaire de la granulométrie constituant le DAC et de la porosité. Le tableau 4.6 présente les valeurs de conductivité hydraulique associées à diverses porosités pour chacune des granulométries définies. Les estimations de K par l'équation 3.24 (K_{KC}) y sont présentées en guise de référence. Mbonimpa et al. (2002) ont démontré la validité de l'équation 3.25 initialement développée par Aubertin et al. (1996) pour différents types de sols. Cette équation a été validée à ce jour pour une plage de K_{KCM} variant entre 10^{-8} à 10^{+2} cm/s (Mbonimpa et al., 2002). Or, tel que montré au tableau 4.6, les K_{KCM} calculées pour les granulométries 1 (Dol-1) et 2 sont supérieures à 10^{+2} cm/s lorsque la porosité est de 45% (valeurs en italique). Toutefois, pour ces deux valeurs de K_{KCM} , l'écart respectif avec celle obtenue du modèle Kozeny-Carman (K_{KC}) ne dépasse pas 25%. Par conséquent, toutes les valeurs de conductivité hydraulique obtenues de l'équation 3.25 ont été supposées valides.

Tableau 4.6 : Conductivités hydrauliques en fonction de η (K_{KCM} retenues pour l'étude)

	$\eta = 0,25$		$\eta = 0,35$		$\eta = 0,45$	
	K_{KCM}	K_{KC}^*	K_{KCM}	K_{KC}^*	K_{KCM}	K_{KC}^*
	(m/s)	(m/s)	(m/s)	(m/s)	(m/s)	(m/s)
Granulométrie 1 (Dol-1)	7,82E-02	6,09E-01	7,46E-01	2,23E+00	5,11E+00	6,61E+00
Granulométrie 2	2,61E-02	1,97E-01	2,49E-01	7,19E-01	1,70E+00	2,13E+00
Granulométrie 3	6,11E-03	3,72E-02	5,82E-02	1,36E-01	3,99E-01	4,04E-01
Granulométrie 4	3,34E-03	2,26E-02	3,18E-02	8,26E-02	2,18E-01	2,45E-01
Granulométrie 5	1,62E-03	9,96E-03	1,54E-02	3,64E-02	1,06E-01	1,08E-01
Granulométrie 6	9,04E-04	6,25E-03	8,62E-03	2,28E-02	5,91E-02	6,77E-02
Granulométrie 7	3,95E-04	2,31E-03	3,77E-03	8,43E-03	2,58E-02	2,50E-02
Granulométrie 8	1,93E-04	1,17E-03	1,84E-03	4,29E-03	1,26E-02	1,27E-02
Granulométrie 9	1,02E-04	6,39E-04	9,75E-04	2,34E-03	6,68E-03	6,93E-03
Granulométrie 10	5,08E-05	3,19E-04	4,85E-04	1,16E-03	3,32E-03	3,46E-03

* La valeur du coefficient C employée dans la formule de Kozeny-Carman est de 0,20.

On peut voir que la dispersion des conductivités hydrauliques K_{KCM} est plus grande que celle des K_{KC} . Ceci s'explique du fait que K_{KCM} dépend plus de l'indice des vides que K_{KC} (réf. équations 3.25 et 3.24). On remarque également qu'un facteur 2 différencie approximativement la conductivité hydraulique nominale de deux granulométries voisines, sauf pour le cas des granulométries 1 et 2. La figure 4.5 met en graphique les résultats présentés au tableau 4.6.

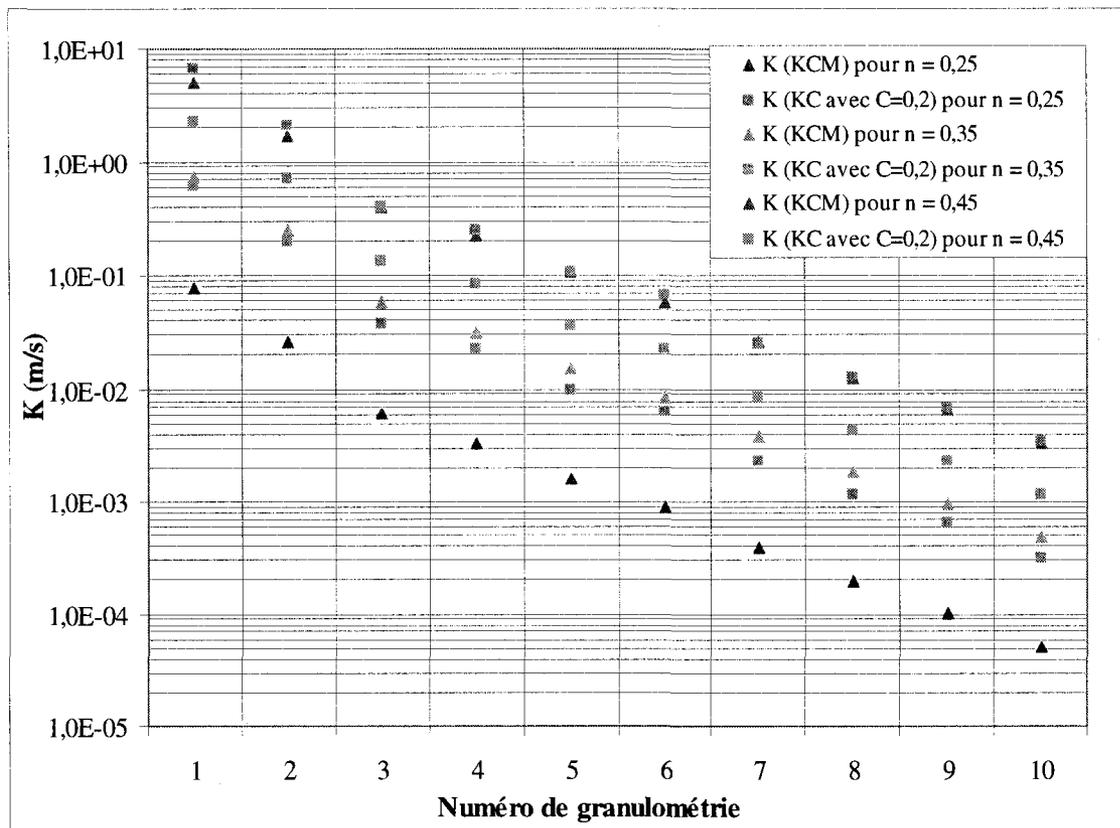


Figure 4.5 : Valeurs de K_{KC} et K_{KCM} calculées en fonction de la porosité par les équations 3.24 et 3.25 (seule K_{KCM} est employée dans le projet). Les numéros de granulométries correspondent à ceux montrés sur la figure 4.4.

4.4 Variation imposée aux débits

La variabilité du régime hydraulique est prise en compte par l'analyse du comportement des DAC pour trois débits de conception : débit minimum probable ($Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$), moyen ($Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$), et maximum probable ($Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$). Ces valeurs ont été fixées conformément à la méthodologie usuelle énoncée à la section 3.2, en s'inspirant du cas du site minier de Lorraine. Elles sont déduites d'une analyse des débits échantillonnés entre 1999 et 2003 aux drains du site de Lorraine (Bernier, 2002 ; Dagenais, 2005). Le débit est imposé à l'entrée du drain par la condition frontière du puits d'injection « Pump wells » définie à la section 4.2.3.2. Le débit Q_3 est imposé à toutes les configurations de

DAC, car c'est le débit de référence utilisé pour l'étude de l'effet de la variation des conductivités hydrauliques pour les trois porosités définies (0,25, 0,35 et 0,45). Les débits de Q_1 et Q_2 sont imposés à la majorité des configurations lorsque les conductivités hydrauliques sont calculées en fonction de la porosité de 0,35.

Il est à noter que le choix de la condition frontière du puits d'injection « Pump wells » s'avère plus simple que l'imposition d'une charge constante « Constant head » à l'entrée du DAC. Des essais ont montré que ces deux conditions génèrent des débits et profils piézométriques identiques. Cependant, l'emploi de la condition de charge constante requiert une approche par essais-erreurs pour obtenir le bon différentiel de charge (entre l'entrée et la sortie du DAC) générant le débit souhaité, alors que le code numérique Modflow procède directement à cette itération en condition du puits d'injection. Pour cette raison, seule cette dernière condition frontière est retenue.

4.5 Configurations de DAC

Dans la présente section, nous définissons certaines configurations de drain, selon le choix d'une ou plusieurs granulométries. L'hétérogénéité est introduite dans le sens vertical, par l'agencement de couches de granulométries différentes. Les configurations de DAC formées de plus d'une granulométrie sont choisies de sorte que deux couches de granulométries voisines possèdent des valeurs de K différentes d'un facteur d'environ 4. Avant de présenter les différentes configurations de DAC étudiées, nous présentons la méthode d'identification retenue.

4.5.1 Classification des configurations

Il est choisi d'identifier chaque configuration de drain selon une méthode permettant de caractériser en tout temps les variables définissant cette configuration. Cette façon de faire présente l'avantage de faciliter l'analyse comparative des résultats. L'application de cette méthode de classification se fait selon deux niveaux de détails, selon que l'on

veuille référer à une famille de configurations partageant certaines caractéristiques ou à une simulation précise. Pour ces niveaux de détail général et précis, chaque simulation est respectivement codée selon une succession de 6 ou 10 caractères symbolisés par les cases ci-après. La signification de chacun des caractères est présentée dans les prochains paragraphes.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10

Classification générale : 6 premiers caractères

Le premier caractère identifie le type de géométrie du DAC (1 ou 2 ; voir tableau 4.1 et figures 4.1 et 4.2). La section demeure constante longitudinalement. Les deux caractères suivants sont numériques et traitent de l'hétérogénéité dans le drain. Le deuxième caractère identifie le nombre de tronçons aux granulométries distinctes dans le sens longitudinal. Pour les configurations étudiées, ce caractère est 1 puisque le DAC est homogène dans le sens longitudinal. Le troisième caractère caractérise le degré d'homogénéité dans le sens vertical, en identifiant le nombre de granulométries différentes selon l'axe vertical (1 à 3). Toutes les configurations traitées sont homogènes dans le sens transversal. Le quatrième caractère est alphabétique et représente l'amplitude de la pente du drain : A, B et C correspondent respectivement à 1%, 6% et 12%. Les caractères 5 et 6 sont numériques ; ils identifient le numéro de la famille de simulation par dizaines. À titre d'exemple d'une classification générale, l'identifiant 112B-10 représente une famille de configurations de géométrie 1, homogènes longitudinalement, hétérogène verticalement avec 2 granulométries, et inclinées à 6%.

Classification détaillée : 10 caractères

En complément de la description précédente des 6 premiers caractères, les quatre derniers caractères sont définis comme suit. Les caractères 7 et 8 représentent la porosité en pourcentage (25, 35 ou 45). Enfin, les caractères 9 et 10 identifient le type de débit imposé à la configuration, soit Q_1 , Q_2 , Q_3 (dont les valeurs sont de 5, 15 et 30 m³/d).

4.5.2 Configurations retenues

Les figures 4.6, 4.7 et 4.8 présentent, pour chaque pente étudiée, la ou les granulométries retenues pour constituer différentes configurations de drain à l'étude. Les configurations sont présentées par identifiant de famille (classification générale à 6 caractères). Les valeurs de conductivité hydraulique ($K \equiv K_{KCM}$, équation 3.25) pour ces configurations sont présentées aux tableaux A4.1, A4.2 et A4.3 de l'annexe 4.

On note qu'il y a 3 configurations de géométrie 2 (de pente de 6%, celles-ci sont 211B-10, 211B-20 et 211B-30 identifiées à la figure 4.7) et 19 configurations de drain de géométrie 1 au total (5 de pente de 1%, 5 de pente de 6% et 9 de pente de 12%).

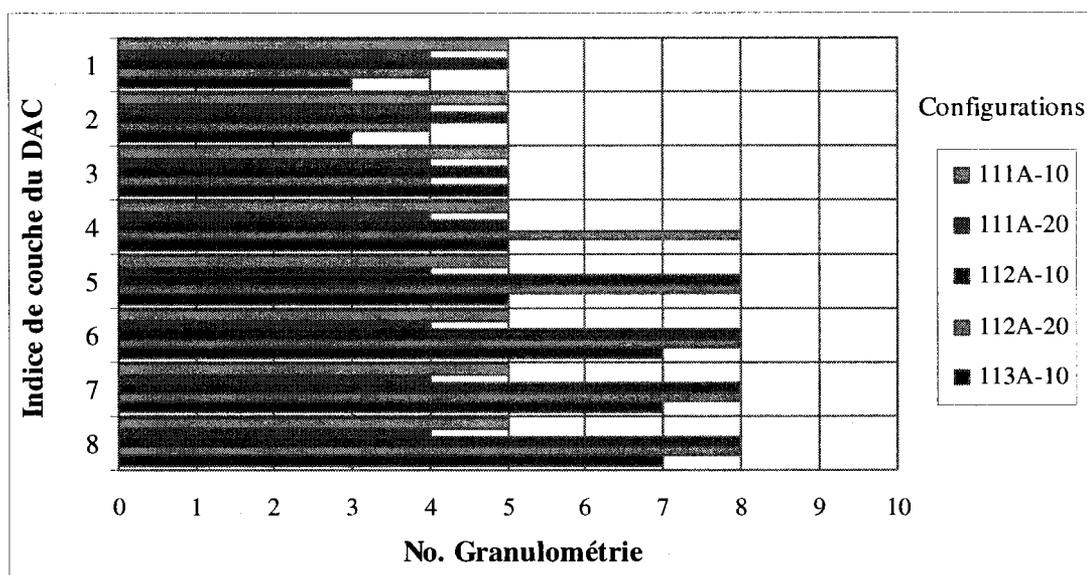


Figure 4.6 : Caractéristiques granulométriques (configurations) des drains avec pente S_0 de 1% (voir figure 4.4).

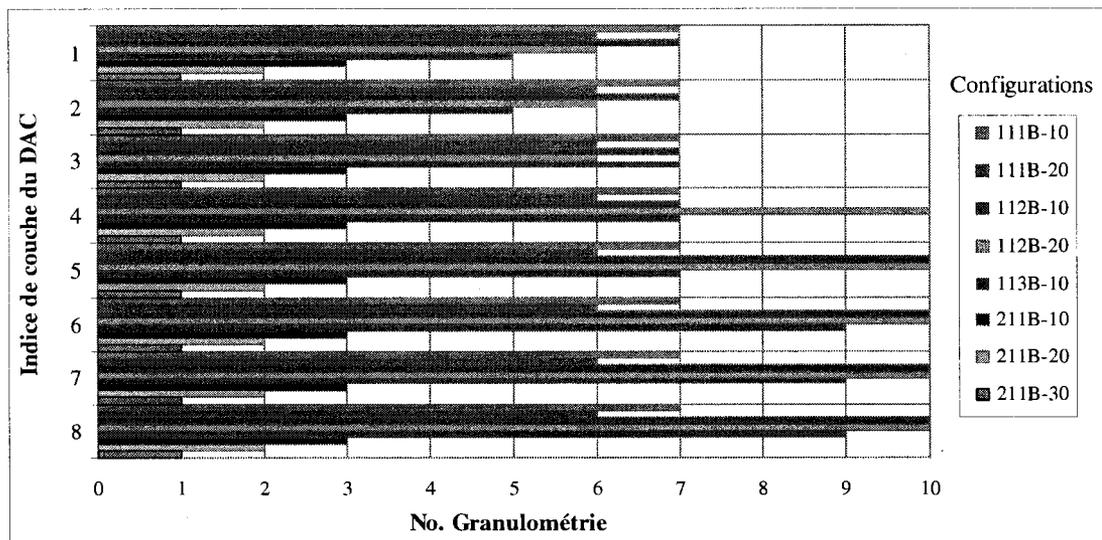


Figure 4.7 : Caractéristiques granulométriques (configurations) des drains avec pente S_0 de 6% (voir figure 4.4).

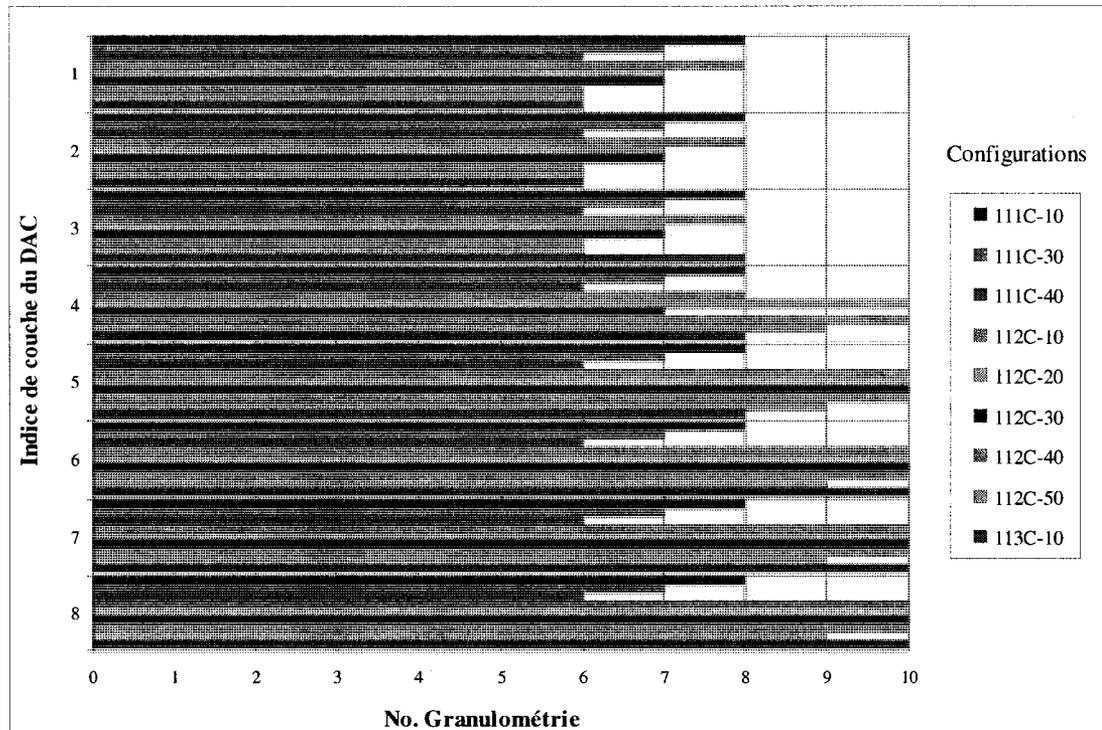


Figure 4.8 : Caractéristiques granulométriques (configurations) des drains avec pente S_0 de 12% (voir figure 4.4).

4.5.3 Prise en compte de l'incertitude entachant K

Grâce aux hypothèses d'isotropie et d'homogénéité adoptées à la section 4.2, la valeur de K peut être soit posée constante partout dans le DAC si une seule granulométrie compose le drain, soit posée constante dans certaines couches si plus d'une granulométrie compose le drain. Il convient néanmoins de rappeler que la valeur de K peut être variable en pratique, et cette section traite des incertitudes entachant K.

La valeur de K visée ne peut être atteinte qu'approximativement, en s'appuyant à la fois sur le choix d'une certaine granulométrie, sur l'hypothèse d'une porosité présente dans le DAC à construire, ainsi que sur le choix d'une méthode d'estimation de K fonction de cette granulométrie et de cette porosité. Le respect intégral de la spécification d'une courbe granulométrie de pierres de calcaire concassées n'est pas assuré. De plus, la taille des grains composant cette granulométrie diminuera avec l'âge du DAC en réponse au processus de dissolution. La porosité résulte d'un certain compactage d'une granulométrie donnée et est également susceptible de changer avec la dissolution des grains. Enfin, l'incertitude des équations prédictives de K considérées dans cette étude (K_{KCM} et K_{KC} définies aux équations 3.24 et 3.25) pour un sol granulaire donné a été évaluée par certains auteurs et s'avère non négligeable. En recueillant dans la littérature plusieurs échantillons de sols testés rigoureusement dans des perméamètres, Mbonimpa et al. (2002) ont notamment évalué que la conductivité hydraulique K_{KCM} calculée par l'équation 3.25 représente généralement la valeur de K mesurée à un facteur de 5 près. Chapuis et Aubertin (2003) ont procédé de façon semblable pour évaluer la précision de K_{KC} . Ces auteurs concluent que K_{KC} calculée par l'équation 3.24 représente généralement la valeur de K mesurée à un facteur de 3 près.

Ces considérations montrent que l'incertitude entachant les valeurs de K que doit prescrire le concepteur est grande. Afin de prendre en compte cette incertitude, trois mesures sont mises de l'avant dans l'analyse paramétrique pour les trois types d'incertitude précités. L'incertitude liée à la granulométrie est prise en compte par

l'étude de certaines configurations qui diffèrent entre elles selon le type de granulométrie. À titre d'exemple, la comparaison des configurations 111A-10 et 111A-20 (figure 4.6) permet d'évaluer l'impact d'une variation de K d'un facteur 2 (deux granulométries aux dizaines successives ont des K nominales différentes d'un facteur 2 approximativement ; figure 4.5). L'incertitude sur η est étudiée par l'imposition d'un jeu de trois porosités dans l'analyse paramétrique. Cette variation affecte aussi le calcul des K au moyen de l'équation 3.25 (l'indice des vides est relié à la porosité : $e = \eta/(1-\eta)$). L'incertitude associée aux équations prédictives est prise en compte par le choix de granulométries voisines aux valeurs de K nominales différentes au minimum d'un certain facteur. Ainsi, les configurations de DAC formées de plus d'une granulométrie sont choisies de sorte que deux couches de granulométries voisines possèdent des valeurs de K différentes d'un facteur d'environ 4. Cette mesure se traduit par des granulométries voisines aux numéros non successifs aux figures 4.6, 4.7 et 4.8.

À défaut de pouvoir étudier systématiquement l'impact des incertitudes précitées sur le comportement de chaque DAC, le concepteur devrait à tout le moins favoriser des choix de granulométries conservateurs (i.e. K ni trop petites pour ne pas compromettre une capacité de transport minimale du DMA, ni trop grandes compromettant l'atteinte un certain T_{\min}). Il s'agit d'un compromis entre la sécurité et la performance d'un DAC. Les configurations de drain hétérogènes utilisant 2 ou 3 granulométries semblent constituer des exemples de ces choix conservateurs.

4.5.4 Définition de l'écart de charge maximal à la couronne et de CHU

Tel que mentionné précédemment, les DAC devraient être idéalement construits de façon à ce que l'écoulement soit en charge de façon continue (Faulkner et Skousen, 1994 ; Hedin et al., 1994 ; Kilborn, 1999). Afin de promouvoir la mise en charge d'un DAC à construire, le concepteur doit d'abord connaître les paramètres qui influencent le profil d'un écoulement en charge. Le débit circulant le long d'un drain en charge est égal

au produit de la vitesse de Darcy (équation 3.21) par l'aire de la section du drain (figure 3.4). En substituant l'équation 3.23 dans 3.21 et en intégrant le différentiel de charge avec comme conditions frontière $(x, h)_{\text{crête déversoir sortie DAC}} = (0, B)$, on obtient l'équation suivante représentant la droite du profil piézométrique d'un écoulement en charge dans un milieu poreux homogène et isotrope :

$$h(x) = Q x / (A K) + B \quad (\text{m}) \quad (4.2)$$

avec x variant de 0 à L respectivement de la sortie à l'entrée du DAC et h référencée au plancher du DAC à la sortie. Par ailleurs, la hauteur de la couronne d'un DAC incliné d'une pente S_0 est exprimée par l'équation 4.3 (toujours avec x variant de 0 à L et z_{couronne} référencée au plancher du DAC à la sortie).

$$z_{\text{couronne}}(x) = x S_0 + B \quad (\text{m}) \quad (4.3)$$

Conséquemment, la surcharge du DAC, définie par la différence entre la charge et l'élévation de la couronne, résulte de la soustraction de l'équation 4.3 à l'équation 4.2 :

$$\text{Surcharge}(x) = x [Q / (A K) - S_0] \quad (\text{m}) \quad (4.4)$$

Pour les conditions frontières considérées (débit imposé à l'entrée, déversoir à la sortie), la surcharge maximale est localisée à l'entrée du DAC (rangée 1, couche 1). Cette surcharge maximale, qui a lieu pour le débit maximal Q_{max} est donc définie par $(h_{i,k} - z_{i,k}) = (h_{1,1} - z_{1,1})$ et est représentée par l'équation 4.5 :

$$(h_{1,1} - z_{1,1}) = L [Q_{\text{max}} / (A K) - S_0] \quad (\text{m}) \quad (4.5)$$

La surcharge maximale résulte des variables de droite de cette équation. Connaissant $z_{1,1}$ pour chaque configuration à l'étude, elle peut être également déduite directement de $(h_{1,1} - z_{1,1})$, où la charge $h_{1,1}$ est obtenue par simulation numérique. Par ailleurs, soit k_{max} défini comme le numéro de la couche inférieure (8 et 4 respectivement pour les géométries 1 et 2). L'approximation $h_{1,1} \cong h_{1,k_{\text{max}}}$ est valide à moins de 0,5% d'erreur pour l'ensemble des simulations produites (non montré), ce qui mène à l'équation 4.6, qui présente l'avantage d'être toujours valide, que l'écoulement soit en charge ou non.

$$(h_{1,kmax} - z_{1,1}) = L [Q_{max} / (A K) - S_o] \quad (4.6)$$

Cette équation définit l'écart de charge maximum à la couronne. Une valeur positive de $(h_{1,kmax} - z_{1,1})$ correspond à la surcharge maximale à l'entrée du drain par rapport à la couronne. Une valeur négative correspond au déficit de charge maximal à l'entrée du drain par rapport à la couronne. Une valeur nulle correspond à un écoulement uniforme pleinement saturé. La polyvalence de $(h_{1,kmax} - z_{1,1})$ à caractériser à la fois le type d'écoulement (par le signe de l'écart) et l'amplitude de la surcharge ou du déficit de charge à l'entrée facilitera l'analyse comparative des profils piézométriques des diverses configurations lors de l'analyse paramétrique présentée au chapitre 5.

On distingue la surcharge maximale de la surcharge ultime d'un site définie par $(h - z_{1,1})_{ultime}$. Cette dernière ne devrait jamais être atteinte car le refoulement néfaste du DMA en amont du DAC devient alors possible (Younger et al., 2002). On pose alors :

$$(h_{1,kmax} - z_{1,1}) < (h - z_{1,1})_{ultime} \quad (4.7)$$

Pour l'exemple du drain de la figure 3.1, la surcharge ultime correspond à $(h_A - z_{1,1})$, h_A étant la charge au point A. Cette figure montre qu'un accroissement de la charge à l'entrée du drain au-delà de l'élévation du point A pourrait engendrer un refoulement du DMA dans la conduite d'alimentation, puis dans les fossés de drainage, jusqu'à provoquer éventuellement la réapparition de résurgences de DMA.

En combinant les équations 4.6 et 4.7, nous obtenons finalement l'équation 4.8.

$$L [Q_{max} / (A K) - S_o] < (h - z_{1,1})_{ultime} \quad (4.8)$$

L'équation 4.8 guide le concepteur dans son choix d'une conductivité hydraulique maximisant la charge de façon sécuritaire. Q_{max} est fixé selon les considérations énoncées aux sections 3.2 et 4.3, i.e $Q_{max} = Q_3$ dans cette étude. L , A et S_o sont habituellement choisies selon les contraintes spatiales et économiques locales (section 3.7). La surcharge ultime peut être quant à elle estimée si la position maximale probable

de la nappe en amont du DAC est connue (figure 3.1), ou déduite de l'élévation des résurgences observées le cas échéant (Younger et al., 2002). Pour ce projet, $(h - z_{1,1})_{\text{ultime}}$ a été fixée à 10 m en s'inspirant du site de Lorraine (figure 4.15), mais comme pour les autres critères de conception, l'étude ne se restreint pas aux configurations rencontrant ce critère. L'incertitude sur la valeur de K est discutée à la section 5.4.3.

Dans cette étude, on définit un paramètre complémentaire à l'écart de charge maximum à la couronne. L'acronyme CHU symbolise la capacité hydraulique d'un écoulement uniforme pleinement saturé. Le calcul de la valeur de CHU pour chaque configuration de drain à l'étude permet de connaître le seuil du débit au-delà duquel l'écoulement dans le DAC deviendra en charge. La variable CHU est définie par l'équation suivante :

$$\text{CHU} = 86\,400 S_o \sum_{(k=1 \text{ à } k_{\text{max}})} (K_k A_k) \quad (\text{m}^3/\text{d}) \quad (4.9)$$

Dans cette équation, le gradient hydraulique défini par l'équation 3.22 est remplacé par la pente S_o , parce que l'écoulement est uniforme, i.e. sa surface est à nappe libre et parallèle au plancher du drain, et selon l'hypothèse que le gradient hydraulique est constant dans toutes les couches (hypothèse validée à moins de 0,5% d'erreur pour l'ensemble des simulations produites). L'équation 4.9 est une combinaison de l'équation 3.21 et de l'équation de continuité ($Q = vA$). La constante 86 400 exprime un jour en secondes. Le paramètre CHU fait partie de l'analyse paramétrique (figure 4.15) et sera évalué conjointement avec l'écart de charge maximal à la couronne.

4.6 Traitement analytique

4.6.1 Production des simulations

La figure 4.9 présente une coupe longitudinale d'un groupe de cellules du modèle du DAC de référence. Cette figure illustre les trois états possibles pour les cellules du modèle : en charge, avec charge à nappe libre et vides (également dites « sèches » par traduction de *dry cells* de Modflow). Rappelons que Visual Modflow ne traite pas les

écoulements partiellement saturés, et considère donc les cellules de la couche supérieure de la figure 4.9 comme complètement sèches (Waterloo Hydrogeologic, 2002). On remarque que la variable $z_{i-1,k}$ représente l'élévation du dessus d'une cellule appartenant à une couche d'indice k , alors que la base de cette cellule est d'élévation $z_{i-1,k+1}$.

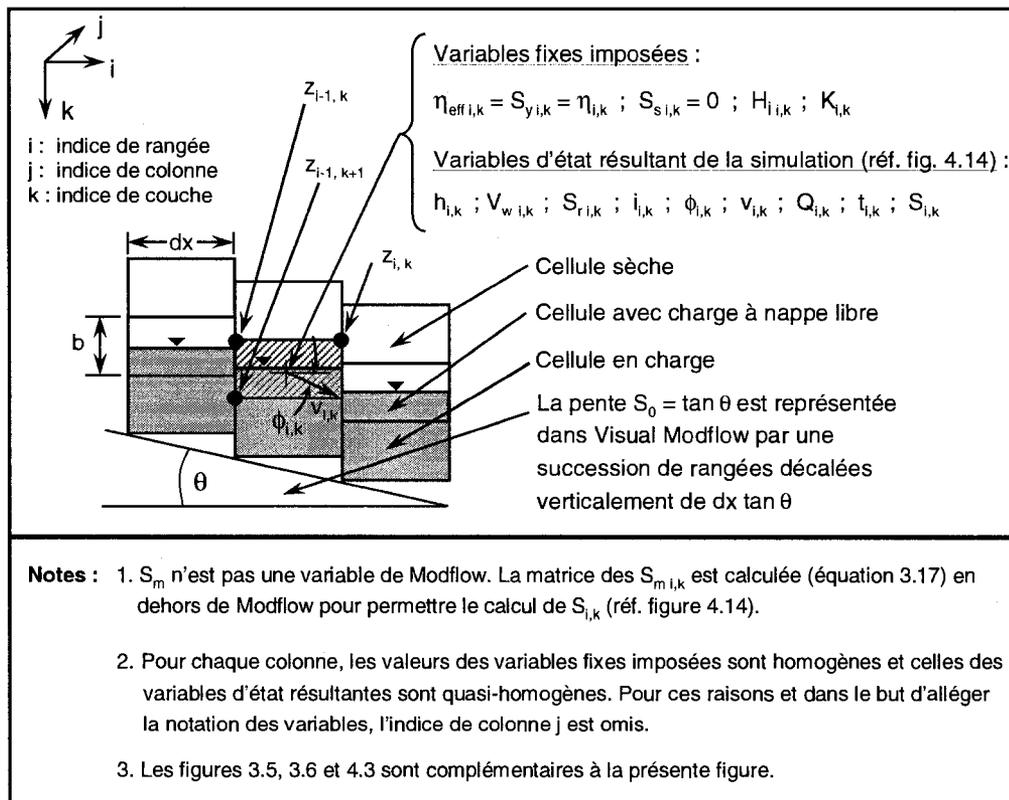


Figure 4.9 : Coupe longitudinale partielle du modèle Visual Modflow.

Avant de lancer le solveur de Visual Modflow pour simuler l'écoulement dans une configuration de DAC donnée, certaines variables fixes doivent d'abord être attribuées au modèle. Celles-ci sont η_{eff} , S_y , S_s , K , H_i , Q , H_d et Con . Ces variables ont été définies aux tableaux 4.3 et 4.4. Les variables Q , H_d et Con sont attribuées aux cellules des conditions frontières selon la procédure décrite à la section 4.2.3.2. Les variables η_{eff} et S_y sont posées égales à la porosité totale η , laquelle est homogène pour chaque configuration. La variable K est attribuée aux cellules selon la configuration. Le profil

de charges initiales H_i imposées influence le solveur dans sa recherche du profil piézométrique final stabilisé. Pour le cas où des valeurs de H_i élevées sont prescrites (e.g. $H_i = z_{\text{couronne}}$ de l'équation 4.3 dans chaque rangée et colonne), le solveur réussit toujours à converger vers le profil piézométrique stabilisé. Le temps de calcul associé s'allonge lorsque le profil piézométrique stabilisé se retrouve en dessous du profil de H_i . À l'inverse, l'imposition de valeurs de H_i inférieures à celles obtenues en régime permanent engendre parfois une divergence du code (arrêt du solveur) avant l'atteinte du régime permanent. Dans ce cas, le solveur échoue à rehausser le profil de charges, en ne parvenant pas à ajouter une charge hydraulique dans certaines cellules sèches localisées au dessus de H_i . L'ajustement du paramètre de remouillabilité des cellules et des critères de convergence (réf. tableau 4.4) peut palier à ces difficultés dans certains cas (Waterloo Hydrogeologic, 2002). Dans cette étude, il a été décidé de fixer constant le paramètre de remouillabilité et de rehausser au besoin le profil H_i .

Une fois que les valeurs des variables fixes sont attribuées au modèle, la résolution des équations d'écoulement est réalisée en lançant le solveur de Visual Modflow. Pour ce projet, le solveur WHS a été utilisé en régime transitoire pour l'ensemble des simulations (tableaux 4.3 et 4.4). Le choix de ce solveur et du régime transitoire favorise la convergence des calculs itératifs vers l'atteinte de profils piézométriques lisses et stables. Les choix des critères de convergence (tableau 4.4) et du niveau de factorisation influencent également la capacité du solveur à converger et sa vitesse à réaliser cette convergence. Pour les écoulements étudiés dans ce projet, le coefficient d'amortissement DAMP et le niveau de factorisation FL constituent les paramètres influençant le plus la convergence du solveur.

De façon générale, plus l'écoulement dans le DAC est en charge, plus facile est la convergence du solveur. Les valeurs de FL et DAMP peuvent alors être respectivement de 0 et 0,6 (valeur maximale de la plage des DAMP utilisée dans l'étude, tableau 4.4), et la convergence est habituellement atteinte en deçà de 15 minutes. À l'opposé, les cas

d'écoulement à nappe libre de faible épaisseur dans le drain nécessitent habituellement des valeurs de FL et DAMP de 1 et 0,01 (valeur minimale de la plage des DAMP utilisée). Pour ces simulations d'un écoulement à nappe libre de faible épaisseur, le temps de calcul peut atteindre 90 minutes, basé sur l'utilisation d'un processeur Pentium III de 1,2 GHz avec 640 Mo de mémoire vive. La taille d'un fichier de résultats pour ces simulations exécutées en régime transitoire avoisine les 100 Mo.

Lorsque le solveur a terminé ses calculs en convergeant vers une solution d'écoulement en régime permanent, l'étape suivante consiste à vérifier que le bilan de masse résultant est suffisamment équilibré pour permettre l'usage des résultats. Dans l'affirmative, les variables d'état résultantes (figure 4.9) peuvent être calculées selon la procédure présentée à la section suivante.

4.6.2 Traitements des résultats de simulation

Pour chaque simulation réalisée, Visual Modflow produit un lot de fichiers documentant la géométrie du modèle, les propriétés de la matrice spécifiées en entrée (incluant les conditions frontières), les paramètres du solveur employé, les options de calcul choisies, les données du bilan de masse (*zone budget*) et les valeurs de certaines variables caractéristiques de l'écoulement. Parmi ces variables, on retrouve entre autres la charge hydraulique (*head*), la vitesse d'écoulement (*velocity*) ainsi que la direction de l'écoulement (*pathline*) dans chacune des cellules actives du modèle (mouillées ou non sèches). Ces dernières variables sont celles d'intérêt pour ce projet et il est possible de consulter les valeurs de celles-ci selon deux méthodes. Premièrement, par la visualisation des équipotentiels et du réseau d'écoulement avec l'interface graphique du modèle. Deuxièmement, par la consultation dans un chiffrier électronique (MS Excel pour le projet) de fichiers matriciels produits automatiquement par Visual Modflow ou créés par l'utilisateur selon un format éditable, cette dernière option étant nommée « exportation » des résultats dans Visual Modflow. Les deux sections suivantes détaillent l'usage de ces deux méthodes dans le cadre de ce projet.

4.6.2.1 Visualisation des résultats dans l'interface du modèle

La visualisation des équipotentiels et du réseau d'écoulement avec l'interface graphique de Visual Modflow s'avère utile pour caractériser l'écoulement de manière surtout qualitative, comparativement aux fichiers matriciels de données qui eux contiennent les valeurs numériques de toutes les cellules du modèle. Le haut de la figure 4.10 présente un cliché de l'interface du modèle montrant une colonne au centre du modèle ($j = 16$). Une vue agrandie des derniers 15 mètres du DAC est également présentée de manière à mettre en évidence les équipotentiels en bleu et le réseau des vecteurs vitesse, en rouge. Pour cette configuration, les quatre couches supérieures du DAC ont une valeur $K_{i,k}$ près de huit fois supérieure à la $K_{i,k}$ des quatre couches en dessous. Il en résulte la présence de vitesses plus élevées dans les quatre couches supérieures, ce qui est visible sur la figure 4.10 par les flèches de vecteurs vitesse plus grandes dans ces couches.

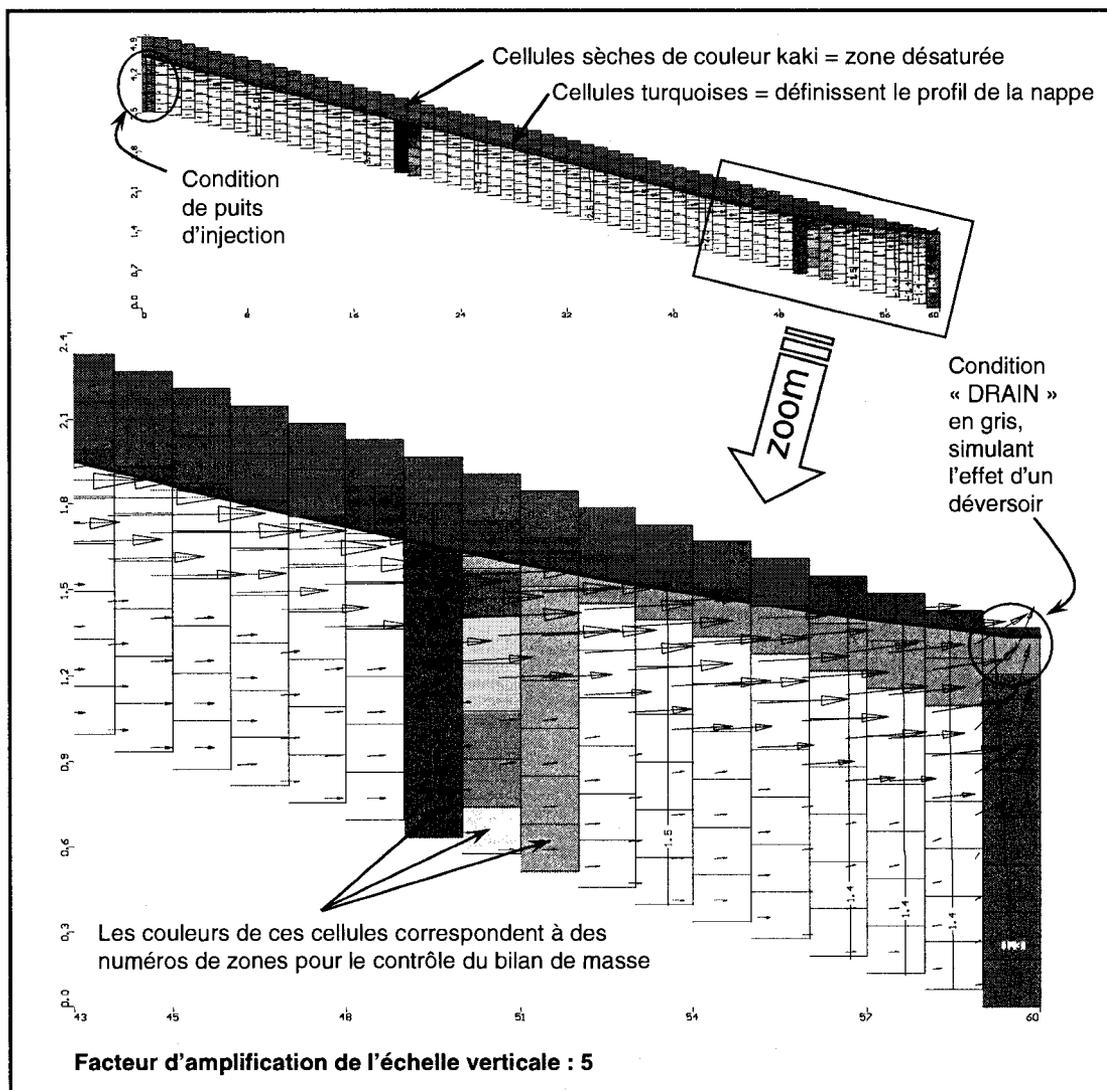


Figure 4.10 : Vue tirée du processeur graphique de Visual Modflow montrant les équipotentiels et vecteurs vitesse pour un drain hétérogène où $(K_{i,1} = K_{i,2} = K_{i,3} = K_{i,4}) \cong 8(K_{i,5} = K_{i,6} = K_{i,7} = K_{i,8})$.

Visual Modflow permet également de visualiser le réseau des lignes d'écoulement (*Pathlines*) calculé par le module Modpath (voir tableau 4.3 ; Pollock, 1994). La figure 4.11 présente l'interface de Modflow affichant les lignes d'écoulement pour le cas du DAC de l'exemple de la figure 4.10. On remarque que les lignes débutent à l'entrée du DAC dans chacune des couches en définissant des particules virtuelles à ces endroits.

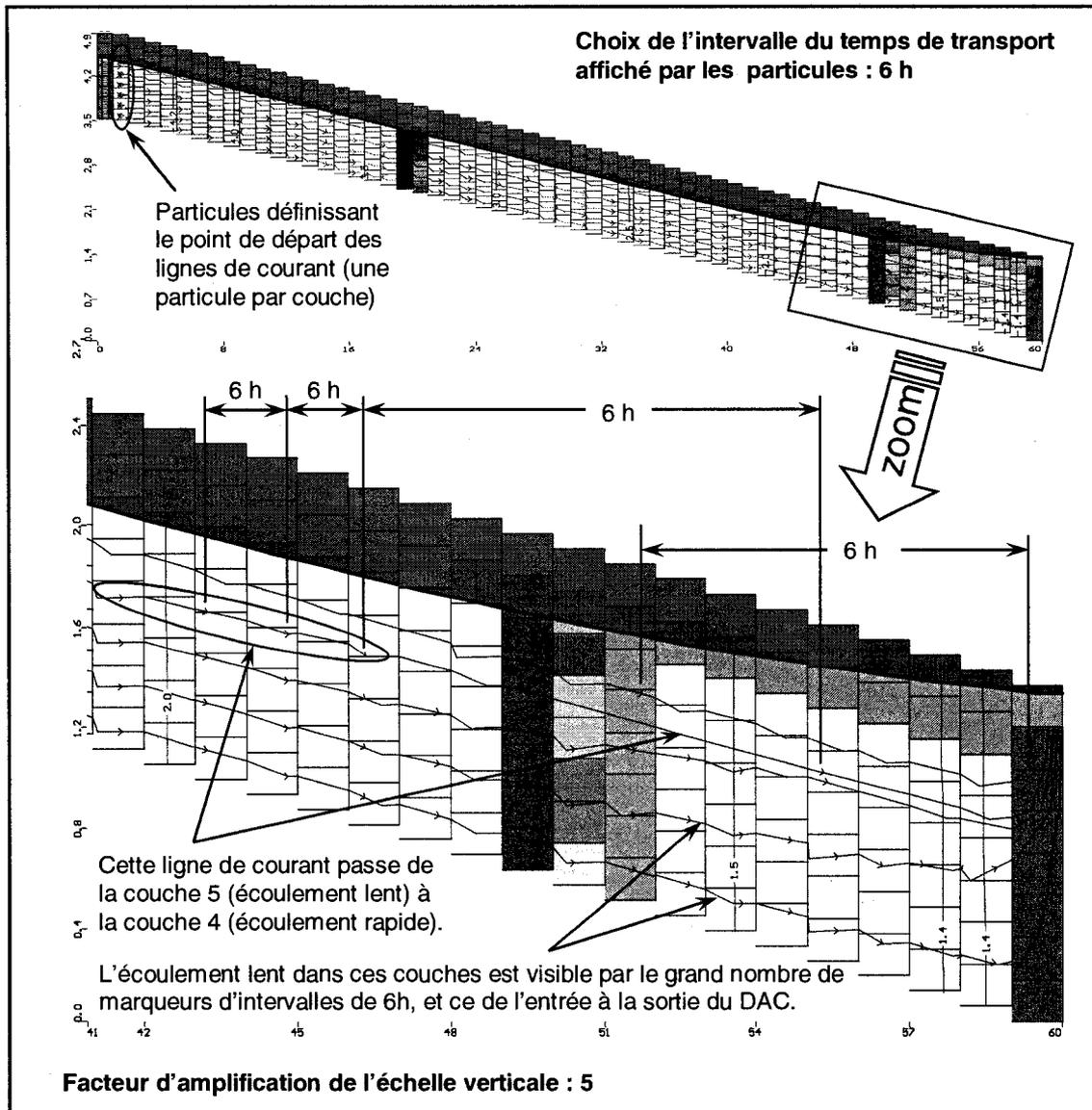


Figure 4.11 : Vue tirée du processeur graphique de Visual Modflow montrant les équipotentiels et les lignes de courant pour la configuration de drain présentée à la figure 4.10.

En définissant un intervalle de temps de transport par advection pour les particules, l'utilisateur permet au module Modpath de Visual Modflow d'afficher des marqueurs (petites flèches) à chaque endroit où une particule franchit cet intervalle le long du parcours de sa ligne de courant. Le temps de parcours total d'une ligne de courant estimé

par Modpath est obtenu en multipliant le nombre d'intervalles par le temps de transport défini pour l'intervalle. Cette manière de procéder, en apparence simple, comporte certains désavantages. D'une part, l'utilisateur doit faire la somme des incréments pour chaque ligne de courant lorsqu'il doute que toutes les lignes de courant aient le même temps de parcours. L'utilisateur doit également ajuster à répétition la valeur de l'intervalle du temps de transport s'il désire saisir des temps de parcours précis (débutant par une particule et se terminent par un marqueur de position à la sortie). Ces manipulations rendent l'analyse visuelle des réseaux d'écoulement un peu fastidieuse, surtout lorsque l'usage du zoom est requis (cas fréquent dans cette étude).

D'autre part, des vérifications ont montré que pour certains des écoulements étudiés, Modpath génère plus d'une solution du réseau de lignes de courant. Pour ces cas, le tracé du réseau de lignes de courant varie en fonction de la position initiale des particules. À titre d'exemple, la figure 4.12 illustre un écoulement pour lequel l'ajout de particules dans la rangée 51 génère en aval des lignes de courant dont certaines (e.g. celles lancées dans les cellules bleue et grise) ont des trajectoires différentes de celles des particules lancées en amont et traversant ces cellules.

La particule lancée dans la cellule rose de la rangée 51 emprunte pour sa part, tel qu'attendu, une trajectoire similaire à celle de la ligne de courant la traversant et provenant d'une particule lancée en amont. L'influence de la position initiale des particules dans la détermination du réseau de lignes de courant est reconnue par Waterloo Hydrogeologic (WHS, 2007), bien que non mentionnée dans la documentation du logiciel (Waterloo Hydrogeologic, 2002). Or, l'utilisateur devrait être au fait de cette caractéristique ; pour les cas où cette particularité se produit (environ 15% des simulations dans cette étude), le temps de transport d'une ligne de courant peut varier de façon non négligeable (jusqu'à 20% d'écart observé) selon que l'utilisateur choisit de compter seulement les incréments des lignes de courant lancées depuis l'entrée du drain, ou de cumuler les incréments de ces dernières jusqu'à la rangée des particules

additionnelles, puis d'ajouter le cumul des incréments des lignes de courant de ces particules additionnelles.

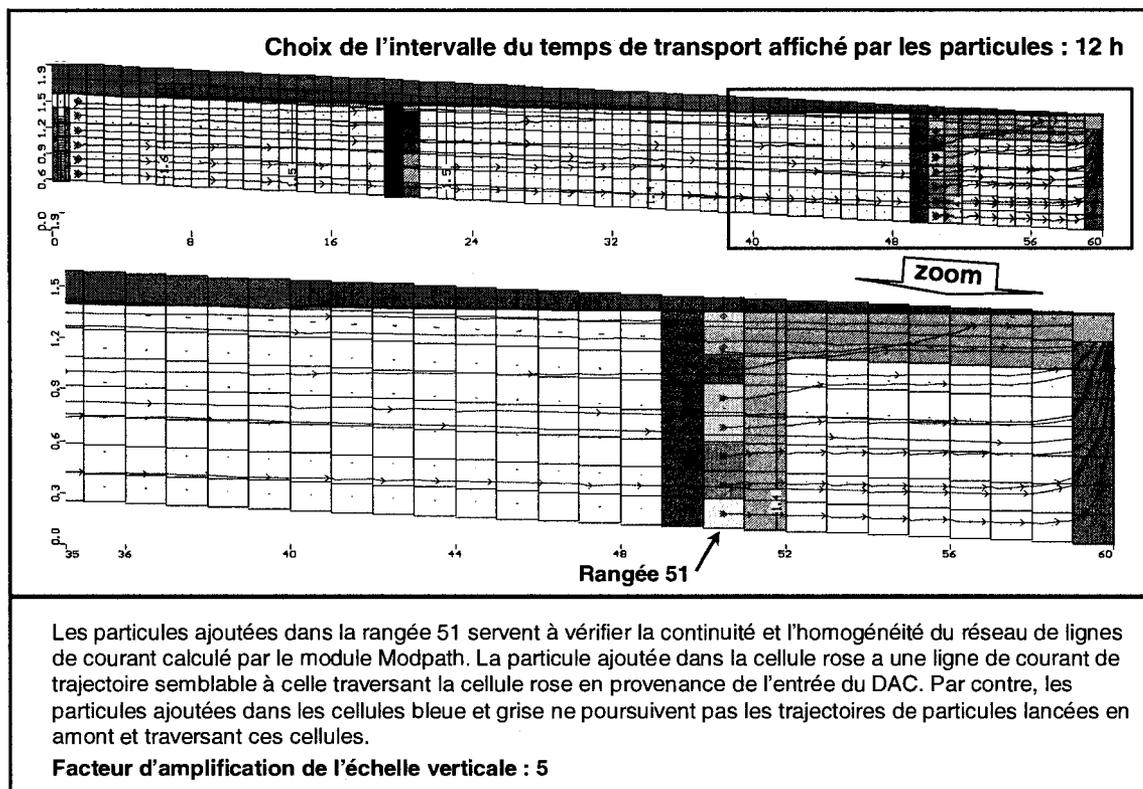


Figure 4.12 : Cas où l'ajout de particules près de la sortie génère des lignes de courant dont certaines ont des trajectoires différentes de celles produites à partir de particules lancées à l'entrée du DAC.

Une méthodologie a été développée dans ce projet pour estimer les temps de parcours des lignes de courant à partir de l'analyse combinée du réseau de lignes de courant de Modpath et du réseau vectoriel des vitesses. Les valeurs de temps de parcours estimées selon cette méthodologie sont différentes d'au plus $\pm 5\%$ de celles des temps de parcours calculés par Modpath lorsque la particularité précitée (i.e. l'existence de plus d'une ligne de courant générée par Modpath) n'est pas présente. Autrement, les valeurs des temps de parcours estimées selon cette méthodologie s'avèrent à l'intérieur de l'intervalle des

valeurs obtenues par Modpath pour différentes solutions de réseau de lignes de courant (selon la position initiale des particules). Pour ces cas, cette méthodologie (décrite à la section suivante) présente donc l'avantage de générer des valeurs de temps de parcours s'approchant davantage des valeurs moyennes de diverses solutions de réseaux d'écoulement jugées possibles par Modpath, que des valeurs de seulement l'une ou l'autre de ces solutions. Cette méthodologie a également été développée pour permettre l'estimation des temps de parcours lorsque l'écoulement est de faible épaisseur dans la couche supérieure du drain (le tracé par Modpath des lignes d'écoulement étant alors impossible à visualiser). La section suivante présente plus en détail les caractéristiques de cette méthodologie de validation et de détermination des temps de parcours des lignes d'écoulement.

Malgré l'utilité de l'interface graphique du modèle pour visualiser le profil piézométrique ainsi que les réseaux de vecteurs vitesse et de lignes de courant, il demeure que les calculs des variables hydrauliques du drain, tels le temps de résidence global, le degré de saturation ou la surface de contact nécessitent des données numériques pour chaque cellule du modèle. Les fichiers matriciels de données répondent à ce besoin. La prochaine section traite du type de résultats contenus dans ces fichiers et du traitement de ces résultats réalisés pour générer l'analyse paramétrique.

4.6.2.2 Traitement analytique des résultats de fichiers matriciels

Tel que mentionné précédemment, il existe deux types de fichiers matriciels : ceux produits automatiquement par Visual Modflow et ceux créés par l'utilisateur en exportant des résultats. Concernant ceux produits par le modèle, la majorité des résultats de simulation sont stockés dans des fichiers de format binaire, le reste étant sauvegardé en format ASCII (incluant les données de direction d'écoulement) (Waterloo Hydrogeologic, 2002). Les données des fichiers ASCII sont classifiées selon une architecture peu aisée à manipuler. Pour ce projet, l'autre alternative pour consulter les

résultats de simulation en format matriciels, i.e. une exportation manuelle des données, est retenue.

Les seules données que Visual Modflow permet d'exporter (en format ASCII) sont les charges hydrauliques. Pour ce projet, seules les charges résultant de l'atteinte du régime permanent sont exportées (tableau 4.3). Dans cette étude, le profil piézométrique transversal (selon l'axe y, figure 3.5) s'avère toujours homogène, ou quasi-homogène dans le cas où il se produit une faible remontée de la charge près des parois latérales imperméables du DAC à cause des effets pariétaux. Puisque la présence de ces effets pariétaux n'est pas systématique et que leur effet sur les écoulements s'avère négligeable, il est acceptable de considérer les cellules appartenant à une colonne traversant le centre du modèle de l'entrée à la sortie du DAC comme étant représentatives du profil piézométrique sur toute la largeur du DAC. Conséquemment, pour chaque simulation, les charges hydrauliques exportées proviennent de la colonne d'indice $j = 16$ du modèle lorsque la géométrie est de type 1, alors qu'elles proviennent de la colonne d'indice $j = 8$ lorsque la géométrie est de type 2 (réf. figures 4.1 et 4.2).

À partir des charges hydrauliques dans chaque cellule du modèle, il est possible de calculer l'ensemble des variables hydrauliques définies au chapitre 3. La figure 4.13 présente l'algorithme des calculs réalisés à partir des charges exportées.

Les paragraphes qui suivent rappellent quelques détails concernant ces calculs. La section 4.7 regroupe tous les paramètres retenus pour l'analyse paramétrique. À l'étape 7 de cet algorithme, on remarque que l'estimation du débit $Q_{i,k}$ requiert le calcul préalable d'un segment $l_{i,k}$ à l'étape 6. La multiplication de $l_{i,k}$ par la largeur d'une couche W_k donne la surface $A_{i,k}$ au travers de laquelle le vecteur vitesse $v_{i,k}$ passe pour produire le débit $Q_{i,k}$ orienté d'un angle $\phi_{i,k}$ par rapport à l'horizontale (figures 3.6 et 4.9). Le schéma développé pour ces calculs est présenté à l'annexe 2. On peut y voir le rôle joué par ce segment dont l'orientation et la longueur dépend de l'angle $\phi_{i,k}$.

Pour chaque configuration de drain pour laquelle on simule l'écoulement

Pour chaque couche d'indice k

- A. Exportation des charges $h_{i,j,k}$ en régime permanent de la couche k.
- B. Importation dans Excel du profil longitudinal de charges de la couche k : Pour la colonne $j = 16$ (géométrie 1) ou $j = 8$ (géométrie 2) jugée représentative du profil de charge transversal de la rangée i (indice j omis ci-après pour alléger la notation).
- C. Vérification que le bilan de masse total $(Q_{\text{sortie}} - Q_{\text{entrée}})/Q_{\text{entrée}}$ est équilibré.

Pour chaque rangée de cellules d'indice i et de couche d'indice k

1. Calcul du degré de saturation $S_{r,i,k}$:

$S_{r,i,k} = 1$ si $h_{i,k} \geq z_{i-1,k}$ et $S_{r,i,k} = (h_{i,k} - z_{i-1,k+1})/b$ sinon.

2. Calcul des composantes verticale et horizontale du gradient $i_{i,k}$. Par la

comparaison avec les charges $h_{i,k}$ des cellules limitrophes (réf. figures 3.6 et 4.9) : $i_h = (h_{i,k} - h_{i+1,k}) / (x_{i,k} - x_{i+1,k})$ et $i_v = (h_{i,k} - h_{i,k-1}) / (z_{i,k} - z_{i,k-1})$

3. Calcul de l'angle $\phi_{i,k}$ du vecteur $i_{i,k}$ ($\text{Arctg}(i_v / i_h)$, réf. figure 3.6).

4. Calcul du gradient hydraulique $i_{i,k}$:

Si $-10^\circ \leq \phi_{i,k} \leq 0^\circ$ alors le gradient $i_{i,k}$ est déduit de l'équation 3.23. Sinon le gradient $i_{i,k}$ est déduit de l'équation 3.22. Ce critère est un peu plus restrictif que celui découlant de l'hypothèse simplificatrice de Dupuit, laquelle stipule que si $-10^\circ \leq \phi_{i,k} \leq 10^\circ$ alors le gradient $i_{i,k}$ peut être déduit de l'équation 3.23 à moins de 2% d'erreur. Ce critère améliore la précision des calculs de $t_{i,c}$ (étape E) qui sont réalisés en utilisant notamment le schéma montré à l'annexe 2.

5. Calcul de la vitesse de Darcy $v_{i,k}$ (m/s) : par l'équation 3.21).

6. Calcul du segment $l_{i,k}$ (m) permettant de calculer $Q_{i,k}$ (voir annexe 2) :

i. Si $-10^\circ \leq \phi_{i,k} \leq 0^\circ$ alors $l_{i,k} = S_{r,i,k} b$

ii. Si $-10^\circ > \phi_{i,k}$ ou $\phi_{i,k} > 0^\circ$ alors

➤ Si $\phi \leq \phi_{\text{diag}}$ et $h_{i,k} \geq z_{i,k}$ alors $l_{i,k} = l_1$

➤ Si $\phi > \phi_{\text{diag}}$ et $h_{i,k} \geq z_{i,k}$ alors $l_{i,k} = l_2$

➤ Si $h_{i,k} < z_{i,k}$ alors $l_{i,k} = 0$

Figure 4.13 : Algorithme des calculs réalisés à partir des charges exportées.

Avec

$\phi_{\text{diag}} = \text{Arctg}(dx / b)$ et

$$l_1 = [b^2 + (dx)^2]^{1/2} \cos(\phi_{\text{diag}} - \phi) \text{ et } l_2 = [b^2 + (dx)^2]^{1/2} \cos(\phi - \phi_{\text{diag}})$$

7. Calcul du débit $Q_{i,k}$ traversant la rangée de cellules i, k (m/d) :

$Q_{i,k} = 86400 v_{i,k} A_{i,k}$ par l'équation de continuité, où $A_{i,k} = l_{i,k} W_k$, avec W_k la largeur de la rangée calculée à partir des figures 4.1 ou 4.2.

8. Calcul du volume liquide mobile (m^3) : $V_{w\ i,k} = S_{r\ i,k} \eta_{\text{eff}\ i,k} b W_k dx$

(par adaptation de l'équations 3.6). Ci-après, $V_w \equiv V_{w\ m}$ (équation 3.8)

9. Calcul du temps de transport (h) : $t_{i,k} = 24 V_{w\ i,k} / Q_{i,k}$ (équation 3.10).

10. Calcul de la surface de contact $S_{i,k}$ (Mm^2) : par l'équation 3.16.

D. Saisie dans Visual Moflow du temps de transport $t_{ic\ k}$ (h) de la ligne de courant ayant débuté dans la couche k à l'entrée du DAC : Valeur saisie dans l'interface graphique, ou bien calculée par la sommation des valeurs de $t_{i,k}$ des cellules situées sur la trajectoire de la ligne de courant définie par le module Modpath en tenant compte du réseau de vecteurs vitesse.

E. Vérification de la valeur de $t_{ic\ k}$ (h) : Comparaison entre la valeur de $t_{ic\ k}$ calculée à l'étape D avec celle saisie dans l'interface graphique. En moyenne, la valeur de $t_{ic\ k}$ calculée à l'étape D diffère de moins de 5% de celle estimée par Modpath.

F. Calcul du débit dans la couche k à $x = 20$ m, i.e. à $i = 20$: $Q_{20,k}$ (m^3/d)

G. Calcul de la contribution totale des débits calculés à $x = 20$ m : $\Sigma Q_{20,k}$

H. Calcul de la contribution à $x = 20$ m (en h) de la couche k au temps de résidence total utile : $T_{u\ 20,k} = (t_{ic\ k} Q_{20,k} / \Sigma Q_{20,k})$ où $t_{ic\ k} \leq 72$ h (équation 3.31).
Le temps de résidence total utile T_u est estimé à l'étape g de la page suivante.

I. Calcul de la contribution relative à $x = 20$ m de la couche k à $\Sigma_{(k=1 \text{ à } k_{\text{max}})} T_{u\ 20,k}$:
 $X(T_{u\ 20,k}) = T_{u\ 20,k} / [\Sigma_{(k=1 \text{ à } k_{\text{max}})} T_{u\ 20,k}]$ (équation 3.33). Le calcul de $X(T_{u\ 20,k\ \text{sup}})$ est fait à cette étape (k_{sup} identifie la couche supérieure de l'écoulement).

Calcul des variables par unité de longueur longitudinale et pour le DAC en entier :

a) **Calcul du débit par rangée i :** $Q_i = [\Sigma_{(k=1 \text{ à } k_{\text{max}})} Q_{i,k}]_i$

Figure 4.13 (suite) : Algorithme des calculs réalisés à partir des charges exportées.

b) Calcul du volume liquide par rangée i :	$V_{wi} = [\sum_{(k=1 \text{ à } k_{\max})} V_{wi,k}]_i$
c) Calcul du volume des vides par rangée i :	$V_{vi} = [\sum_{(k=1 \text{ à } k_{\max})} V_{vi,k}]_i$
d) Calcul du degré de saturation par rangée i :	$S_{ri} = [V_{wi} / V_{vi}]$
e) Calcul du degré de saturation du drain :	$S_r = \sum_{(i=1 \text{ à } L)} [S_{ri} dx/L]$
f) Calcul du temps de résidence du drain (équation 3.10) :	$T = 24 [\sum_{(i=1 \text{ à } L)} V_{wi}] / Q$
g) Calcul du temps de résidence utile (équation 3.32) :	$T_u = \sum_{(k=1 \text{ à } k_{\max})} T_{u,20,k}$
h) Calcul de la surface de contact par rangée i :	$S_i = [\sum_{(k=1 \text{ à } k_{\max})} S_{i,k}]_i$
i) Calcul de la surface de contact du drain :	$S = \sum_{(i=1 \text{ à } L)} S_i$

Figure 4.13 (suite et fin) : Algorithme des calculs réalisés à partir des charges exportées.

L'étape D de la figure 4.13 traite de la saisie dans Visual Modflow de la valeur de temps de transport $t_{lc,k}$ de chaque ligne de courant débutant dans une couche k à l'entrée du drain. Ce paramètre a été défini à la section 3.4. Pour les détails de la procédure de calcul par Modpath des temps de transport des lignes de courant, le lecteur peut se référer à Pollock (1994). La figure 4.14 montre un cas d'écoulement où les lignes de courant (débutant dans les couches 6, 7 et 8) sont illustrées (i.e. lc 6, lc 7 et lc 8). Les temps de parcours associés sont respectivement $t_{lc,6}$, $t_{lc,7}$ et $t_{lc,8}$. Les valeurs de $t_{lc,k}$ peuvent être également calculées au besoin, par la sommation des valeurs de $t_{i,k}$ des cellules situées sur la trajectoire de la ligne de courant définie par le module Modpath, et en tenant compte du réseau de vecteurs vitesse. En moyenne, la valeur de $t_{lc,k}$ calculée à l'étape D diffère de moins de 5% de celle estimée par Modpath.

L'étape F de la figure 4.13 traite du calcul de $Q_{20,k}$, le débit dans chaque ligne de courant à $x = 20$ m. Dans le cas des écoulements à surface libre, l'écoulement est dit uniforme lorsque la surface de nappe est parallèle ou quasi-parallèle au plancher (figure 4.14), i.e lorsque le gradient hydraulique et la pente sont équivalents ($i \cong S_o$). Tel que

mentionné à la section 3.4, on calcule le débit à $x = 20$ mètres pour être suffisamment loin du déversoir de la sortie. Cela permet d'obtenir des écoulements uniformes lorsque $S_o = 6\%$ et 12% , et quasi-uniformes (à 1% près tout au plus) lorsque $S_o = 1\%$ (advenant la présence d'un profil de charge horizontal partant du déversoir et se prolongeant jusqu'à l'entrée).

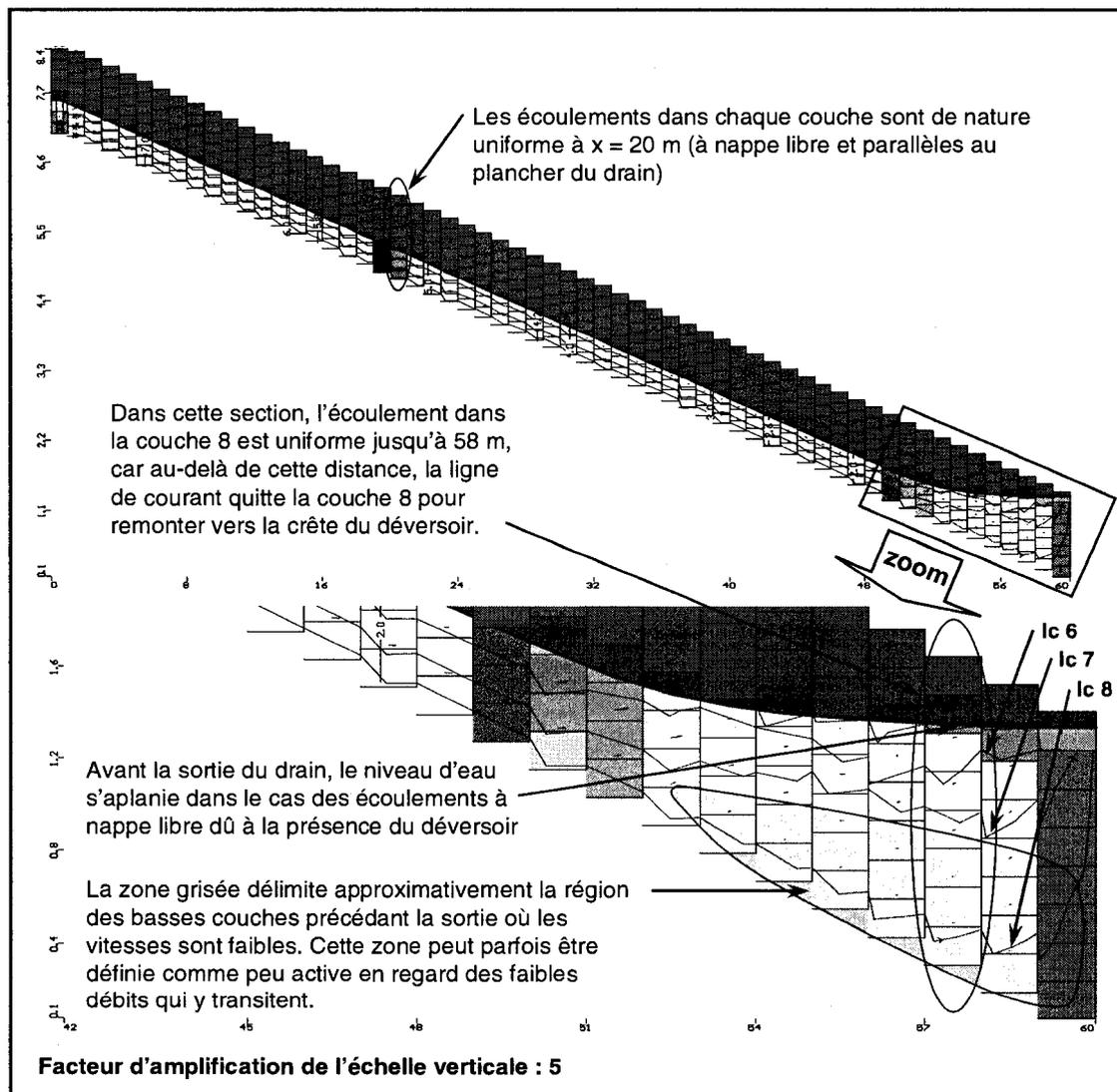


Figure 4.14 : Illustration des écoulements uniformes et de la zone peu active.

La présence de lignes de courant parallèles propre aux écoulements uniformes facilite la comparaison des débits de couches entre eux. La connaissance des $Q_{20,k}$ informe ainsi sur la contribution volumique de chaque couche à cet endroit. Plus en aval du drain (à $x > 20$), le débit $Q_{i,k}$ dans certaines couches peut cesser d'être parallèle au plancher du drain, car en s'approchant de la sortie, certaines lignes se réorientent en direction du déversoir (section 3.4, figure 4.14). Au chapitre suivant, nous verrons que pour des profils à nappe libre, cette remontée des lignes de courant s'accompagne en général de l'apparition d'une zone où les vitesses d'écoulement sont faibles. Cette zone se trouve juste avant la sortie du drain et dans les couches près du plancher, tel que montré sur la figure 4.14. Cette zone est dite peu active, par la faiblesse des débits qui y transitent.

L'analyse du profil des débits $Q_{i,k}$ est possible dans n'importe quelle section le long du drain, que le profil d'écoulement soit totalement uniforme ou non. Toutefois, la comparaison des contributions volumiques de chaque couche tirée de cette analyse devient imprécise lorsque le profil n'est pas uniforme. La présence d'une composante verticale d'écoulement compromet en effet une telle comparaison, car certaines couches d'écoulement transportent une partie du débit des couches inférieures. C'est pour cette raison que les $Q_{i,k}$ sont calculés systématiquement à $i = 20$, là où les écoulements sont généralement uniformes.

L'étape G de la figure 4.13 consiste à faire la somme des débits dans chaque couche à $x = 20$ m, entre autres afin de vérifier que le bilan de masse est suffisamment bien respecté à cette distance. En général, la somme $\Sigma Q_{20,k}$ diffère très peu du débit total Q imposé à l'entrée du DAC par la condition du puits d'injection (réf. figure 5.32).

L'étape H traite le calcul de $T_{u,20,k}$ (équation 3.31). Cette variable est définie comme la contribution à $x = 20$ m de la couche k au temps de résidence utile. $T_{u,20,k}$ est calculé en limitant au besoin à $t_{lc, \max \text{ utile}} = 72$ h les valeurs des temps de parcours de lignes de courant débutant dans chaque couche, $t_{lc,k}$ (section 2.7).

Tel que mentionné à la section 3.4, le paramètre $T_{u\ 20,k}$ est calculé en utilisant la fraction de débit circulant dans chaque couche, $X(Q_{20,k})$. La valeur de cette fraction de débit demeure inchangée, que la valeur de $t_{lc\ k}$ soit plafonnée ou non à $t_{lc\ max\ utile} = 72\ h$.

L'étape I traite le calcul du paramètre $X(T_{u\ 20,k})$ (équation 3.33), qui est la fraction de chaque valeur de $T_{u\ 20,k}$ sur la somme des $T_{u\ 20,k}$, i.e. la contribution relative de chaque couche au temps de résidence utile estimé par $\Sigma T_{u\ 20,k}$.

Finalement, les étapes e, f, g et i permettent de calculer respectivement les valeurs de S_r , T , T_u et S pour le profil piézométrique de chaque configuration de drain étudiée.

4.7 Variables hydrauliques retenues pour l'analyse paramétrique

Au moyen de la figure 4.15 (page suivante), la présente section fait la synthèse de l'ensemble des variables hydrauliques retenues pour l'analyse paramétrique, avec certains critères de conception associés. Ces critères respectent les recommandations d'auteurs précités et ils s'inspirent des caractéristiques du site de Lorraine (section 2.7). Ils servent à encadrer l'analyse paramétrique. Les critères de conception constituent des cibles souhaitables, l'étude ne se restreint pas aux configurations rencontrant ces valeurs.

La figure 4.15 reprend plus en détail l'encadré vert de la figure 1.1. La plupart des variables ont été définies aux sections 3.3 et 3.4 ; quelques-unes ont été définies aux sections 4.5.4 et 4.6.2. Les paragraphes qui suivent apportent quelques éléments de compréhension supplémentaires pour certaines variables hydrauliques ayant été introduites à la section précédente.

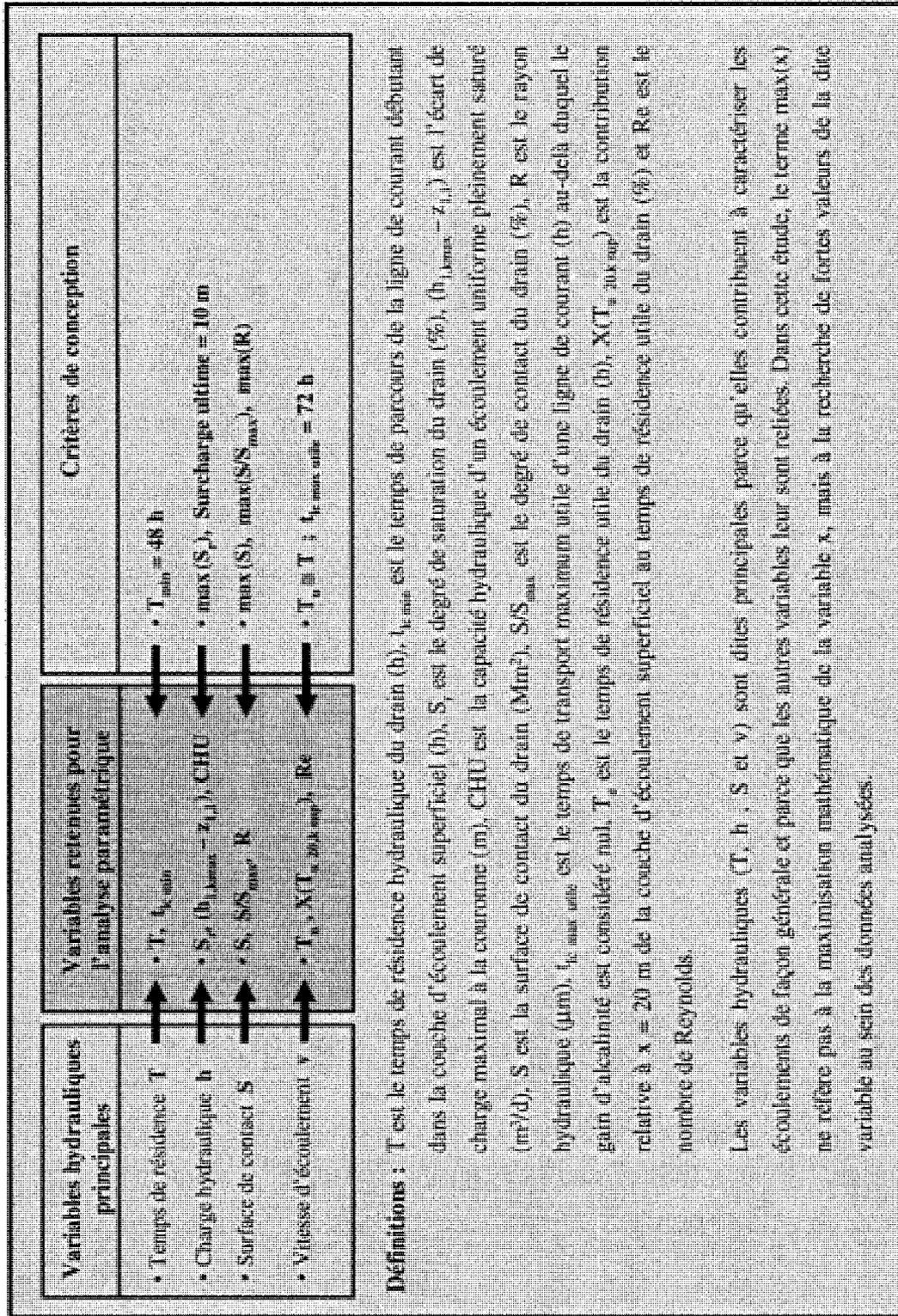


Figure 4.15 : Variables hydrauliques retenues pour l'analyse paramétrique.

Tel que mentionné à la section 4.6.2, les $t_{lc\ k}$ sont les temps de parcours des lignes de courant débutant dans chaque couche k . Les valeurs de $t_{lc\ k}$ sont saisies dans l'interface graphique de Visual Modflow, ou calculées au besoin. La variable $t_{lc\ min}$ (h) constitue la valeur minimum des $t_{lc\ k}$. La variable $t_{lc\ min}$ correspond donc au temps de parcours de la ligne de courant du réseau qui s'avère être préférentielle relativement aux autres lignes de courant, i.e. celle permettant le transport le plus rapide du DMA vers la sortie.

Pour un drain dont le réseau d'écoulement est homogène, la valeur de $t_{lc\ min}$ revêt en général peu d'intérêt, dans la mesure où il n'existe pas d'écoulement fortement préférentiel dans le drain. Watzlaf et al. (2000a & 2004), qui sont d'avis que l'écoulement dans un drain calcaire se doit d'être le plus homogène possible, n'utilisent que la variable T pour caractériser le temps de résidence d'un drain, comme la grande majorité des auteurs (Brodie et al., 1991 ; Hedin et al., 1994 ; Kilborn, 1999 ; Bermier et al., 2001 ; Younger et al., 2002 ; Cravotta, 2003 ; Taylor et al., 2005). Or, un réseau d'écoulements peut s'avérer hétérogène pour certaines conditions, et pour ces cas, la seule considération de l'équation 3.10 peut devenir insuffisante pour caractériser le temps de résidence du drain, puisque cette équation ne prend pas en compte la nature du réseau d'écoulement. Dans cette étude, on combine les variables $t_{lc\ min}$ et T pour caractériser le temps de résidence du drain en prenant en compte la présence d'écoulements préférentiels, le cas échéant.

Les équations de $T_{u\ 20,k}$, $X(T_{u\ 20,k})$ et T_u ont été présentées à la section 3.4. Le paramètre $X(T_{u\ 20,k\ sup})$ représente la contribution relative à $x = 20$ m de la couche d'écoulement superficiel au temps de résidence utile.

CHAPITRE 5 ANALYSE PARAMÉTRIQUE

5.1 Cadre de l'analyse paramétrique

5.1.1 Mise en contexte

La première des trois composantes énoncées à la section 1.2 fut traitée aux chapitres 3 et 4, par le développement d'équations de variables hydrauliques caractéristiques d'un drain calcaire. La figure 4.15 résume les variables et critères définis à cette fin. Les seconde et troisième composantes sont traitées dans le présent chapitre.

La seconde composante consiste à étudier le comportement de variables hydrauliques dans le cadre d'une analyse paramétrique où les paramètres suivants sont variés : le débit Q , la porosité η , la conductivité hydraulique K , la surface spécifique massique S_m , la pente S_o , l'aire de section A et le type de configuration de drain calcaire parmi trois types disponibles. Comme premier type, un drain homogène à une granulométrie. Comme second et troisième types, des drains hétérogènes verticalement avec respectivement 2 et 3 granulométries superposées sur différentes couches.

La troisième composante étudie l'influence des écoulements hétérogènes sur le temps de résidence hydraulique du drain. L'objectif spécifique est d'établir dans quelle mesure la présence d'écoulements hétérogènes s'avère souhaitable ou non dans un drain calcaire.

5.1.2 Bilans volumiques des simulations

Les paramètres suivants ont été variés : Q ($Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$, $Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$ et $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$), η (0,25, 0,35 et 0,45), K (valeurs fonctions de η), S_m (fonction de 10 granulométries définies), S_o (1%, 6% et 12%) et A (1,67 et 6,0 m^2). Cette variation des paramètres a été combinée à l'utilisation de diverses configurations homogènes et hétérogènes à 2 ou 3 granulométries, ce qui a conduit à la production d'un grand nombre de simulations

numériques, dont environ 130 ont été retenues. Ces simulations sont lancées en régime transitoire dans le modèle Visual Modflow (section 4.2) et, sauf pour quelques exceptions, elles finissent par converger vers un profil piézométrique stable. Pour cet état, le bilan volumique devrait être équilibré (débit imposé à l'entrée du drain = débit évacué par la condition de déversoir à la sortie).

Afin de vérifier la présence de cette condition d'équilibre, l'écart relatif sur le bilan volumique est calculé pour chaque simulation. Cet écart, calculé par le rapport $(Q_{\text{sortant}} - Q_{\text{entrant}})/Q_{\text{entrant}}$, est porté en graphique sur la figure ci-dessous lorsque le débit est fixé à $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$. L'erreur est inférieure à 2% pour les configurations de géométrie 1, alors qu'elle est d'environ de 10% pour certaines configurations utilisant la géométrie 2. Ces valeurs sont jugées acceptables pour les besoins de l'étude.

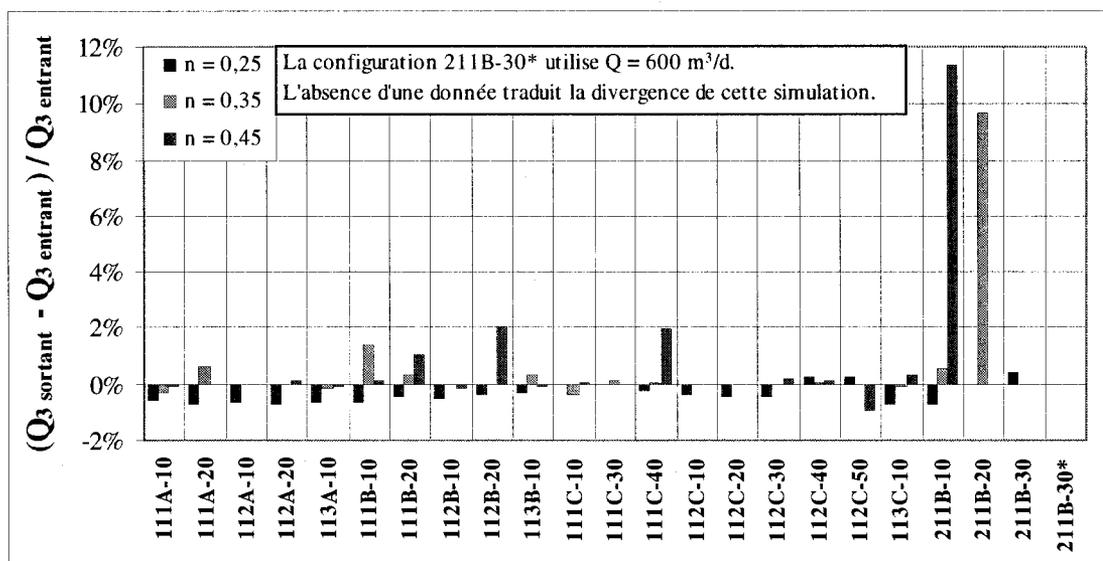


Figure 5.1 : Erreur sur le bilan volumique $(Q_{\text{sortant}} - Q_{\text{entrant}})/Q_{\text{entrant}}$ pour $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

5.1.3 Résultats pour diverses géométries, pentes et configurations

5.1.3.1 Classification des résultats

Tel que présenté à la section 4.4, la variation des valeurs de conductivité hydraulique résulte du choix d'une granulométrie et de la variation de la porosité dans cette étude. En fonction des trois porosités définies (0,25, 0,35 et 0,45), un jeu de trois conductivités hydrauliques est déduit de l'équation 3.25 ($K \equiv K_{KCM}$) pour chaque granulométrie (tableau 4.6 et figure 4.5), et donc pour chaque configuration de drain (figures 4.6, 4.7 et 4.9). La porosité est supposée la même partout dans le drain, que ce dernier soit homogène ou hétérogène. Les tableaux A4.1, A4.2 et A4.3 présentés à l'annexe 4 montrent les données de conductivité hydraulique associées aux trois porosités pour chaque configuration de drain de géométrie 1 lorsque la pente du drain est respectivement de 1%, 6% et 12%. Le tableau A4.4 présente les données de K associées aux trois porosités pour chacune des configurations de drain de géométrie 2 pour la pente du drain de 6%. Les tableaux A4.1, A4.2 et A4.3 illustrent une caractéristique propre aux configurations de DAC hétérogènes à 2 ou 3 granulométries traitées dans cette étude. Pour ces configurations hétérogènes, la conductivité hydraulique K prescrite diminue avec la profondeur, i.e. avec l'augmentation de l'indice des couches k (voir section 3.4).

Pour diverses géométries, pentes, configurations (homogène ou hétérogène à 2 ou 3 granulométries), et en réponse à la variation de la porosité (0,25, 0,35 et 0,45) lorsque le débit est Q_3 , les tableaux A5.1, A5.2, A5.3 et A5.4 de l'annexe 5 montrent les résultats des variables hydrauliques définies à la figure 4.15, exception faite du nombre de Reynolds. Ces variables sont le temps de résidence hydraulique (T), la valeur minimum des temps de parcours de lignes de courant débutant dans chaque couche d'indice k dans lesquelles il y a écoulement à l'entrée du drain ($t_{lc \min}$), le degré de saturation (S_r), l'écart de charge maximal à la couronne ($h_{1,k\max} - z_{1,1}$), la capacité hydraulique d'un écoulement

uniforme pleinement saturé (CHU), la surface de contact (S), le degré de contact (S/S_{\max}), le rayon hydraulique (R), le temps de résidence utile (T_u) et la contribution relative à $x = 20$ m de chaque couche au temps de résidence utile ($X[T_{u,20,k \text{ sup}}]$).

Pour diverses pentes et configurations, et en réponse à la variation du débit ($Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$, $Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$ et $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$) lorsque la porosité est de 0,35, les tableaux A5.5, A5.6 et A5.7 présentent également les résultats des variables hydrauliques citées au paragraphe précédent. Seules les configurations de géométrie 1 sont utilisées pour ces cas.

Au tableau A5.3 Div est l'acronyme de « Divergence », et symbolise que la simulation lancée pour modéliser l'écoulement échoue à converger vers un profil piézométrique en régime permanent (il y a divergence du code numérique). Certaines variables hydrauliques n'ont pas été calculées pour certaines configurations pour cause de redondance des résultats, et dans ces rares cas la mention n/c signifie « non calculé ». La prochaine section présente les résultats types pour quelques configurations de drain.

5.1.3.2 Résultats types pour une configuration de drain

Cette section présente la méthodologie de production des résultats pour quelques configurations données, afin de rappeler au lecteur les étapes de calcul et les liens entre les variables traitées. Les différentes étapes requises sont présentées ci-après.

Étape 1 : Regroupement des données d'entrée de l'analyse paramétrique

Les configurations 111B-10 et 113B-10 sont traitées en détail à titre d'exemples. La première étape consiste à regrouper les valeurs des paramètres d'entrée de l'analyse paramétrique caractérisant ces configurations. La section 5.1 a résumé ces paramètres, lesquels sont le débit Q , la porosité η , la conductivité hydraulique K , la surface spécifique massique S_m , la pente S_o , l'aire de section A et le type de configuration de

drain calcaire parmi les trois types disponibles (drain homogène ou drains hétérogènes à 2 ou 3 granulométries).

Trois simulations sont produites pour la configuration 111B-10 (111B-1025-Q3, 111B-1035-Q3, et 111B-1045-Q3) et trois autres le sont pour la configuration 113B-10 (113B-1025-Q3, 113B-1035-Q3 et 113B-1045-Q3). La section 4.5 a présenté la signification des caractères composant le nom d'une simulation. Le débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ est imposé à ces six simulations (2 derniers caractères des noms de simulation). La porosité est de 0,25, 0,35 et 0,45 ; la valeur de η utilisée est exprimée en pourcent et apparaît devant l'identifiant du débit "Q3", tel qu'indiqué à la section 4.5.

Les 6 simulations précitées ont deux caractéristiques communes : elles sont de géométrie 1 ($A = 6 \text{ m}^2$, voir tableau 4.1 et figure 4.1) et la pente S_o est de 6% (symbolisée par la lettre B dans les nom de ces simulations, voir section 4.5). Les granulométries composant les configurations 111B-10 et 113B-10 sont présentées aux figures 4.4 et 4.7, ainsi qu'au tableau 4.5. Les configurations 111B-10 et 113B-10 sont respectivement homogène et hétérogène à 3 granulométries. Le tableau 5.1 présente les valeurs de K utilisées avec la valeur de η . Ces valeurs sont tirées du tableau A4.2 (annexe 4). Le tableau 5.1 présente également les valeurs de surface spécifique massique S_m caractérisant ces granulométries (tirées du tableau 4.5). Au tableau 5.1, on note que pour la configuration 113B-10, $K_{\text{Granulométrie 5}}/K_{\text{Granulométrie 7}} = 4,1$ et $K_{\text{Granulométrie 7}}/K_{\text{Granulométrie 9}} = 3,9$. Tel que mentionné à la section 4.5, un rapport de valeurs de $K \cong 4$ est utilisé entre deux couches de granulométries différentes.

Une fois définies les valeurs des variables d'entrée des simulations 111B-1025-Q3, 111B-1035-Q3, 111B-1045-Q3, 113B-1025-Q3, 113B-1035-Q3 et 113B-1045-Q3, ces simulations sont regroupées en deux types de configurations de drain. Le premier type est un drain de granulométrie homogène utilisant la granulométrie 7 (figure 4.4). Le second type est un drain hétérogène utilisant 3 granulométries (5, 7 et 9 – voir figures

4.4 et 4.7). Les valeurs employées comme variables d'entrée de l'analyse paramétrique ont également été saisies parmi les tableaux et figures présentés au chapitre 4, ainsi qu'à l'annexe 4. L'ensemble de ces variables et leurs valeurs est résumé au tableau 5.1.

Tableau 5.1 : Valeurs des paramètres caractérisant 6 simulations basées sur les configurations 111B-10 et 113B-10. Les valeurs de K sont calculées en fonction de η (= 0,25, 0,35 et 0,45).

Couche du DAC	111B-10					113B-10				
	Numéro de la simulation	111B-1025-Q3	111B-1035-Q3	111B-1045-Q3	s/o	Numéro de la simulation	113B-1025-Q3	113B-1035-Q3	113B-1045-Q3	s/o
	Granulométrie	$K_{\eta=0,25}$ (m/s)	$K_{\eta=0,35}$ (m/s)	$K_{\eta=0,45}$ (m/s)	S_m (m ² /kg)	Granulométrie	$K_{\eta=0,25}$ (m/s)	$K_{\eta=0,35}$ (m/s)	$K_{\eta=0,45}$ (m/s)	S_m (m ² /kg)
1	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	0,731
2	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	0,731
3	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518
4	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518
5	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518
6	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03	2,884
7	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03	2,884
8	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	1,518	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03	2,884

Les simulations 111B-1025-Q3, 111B-1035-Q3, 111B-1045-Q3, 113B-1025-Q3, 113B-1035-Q3 et 113B-1045-Q3 ont une pente $S_0 = 6\%$ et une aire de section de drain $A = 6 \text{ m}^2$, et utilisent un débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

Sources de données : section 4.5 (Q_3 , η et S_0), figures 4.4 et 4.7 (granulométries), tableau 4.1 (A), tableau 4.5 (S_m via l'équation 3.17) et tableau A4.2 (K via l'équation 3.25).

Étape 2 : Modélisation d'un drain et simulation des écoulements

La seconde étape consiste à construire le modèle du drain dans Visual Modflow, puis à simuler les écoulements dans ce drain. Les configurations 111B-10 et 113B-10 partageant la même géométrie (section de drain A, longueur de drain L) et la même pente S_0 , et utilisent donc les variables géométriques spécifiées aux tableaux 4.1 et 4.2, ainsi qu'à la figure 4.1. Les conditions appliquées au modèle sont par ailleurs les mêmes peu importe la configuration de drain étudiée. Ces conditions sont présentées au tableau

4.3. Les paramètres du code numérique devant être prescrits sont présentés au tableau 4.4. Parmi ceux-ci, les paramètres η et K prennent pour valeurs celles déterminées à l'étape précédente et présentées au tableau 5.1.

La figure 5.2 présente une vue isométrique du drain modélisé pour la configuration 113B-10. On peut voir que les huit couches constituant le drain sont réparties en 3 différentes zones visant à modéliser les valeurs de K des granulométries 5, 7 et 9, conformément aux données montrées au tableau 5.1.

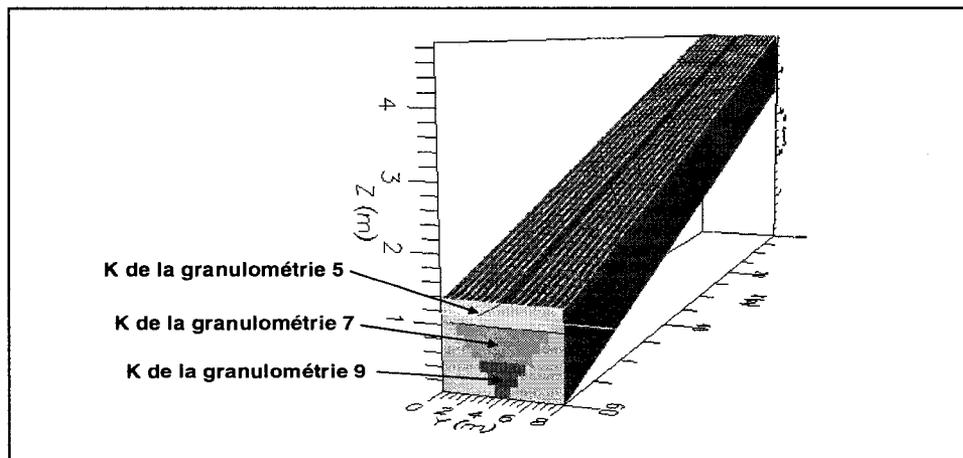


Figure 5.2 : Vue des couches de la configuration de drain 113B-10. Les 3 zones utilisent les valeurs de K des granulométries 5, 7 et 9.

On lance ensuite l'exécution du solveur de Visual Modflow en régime transitoire, qui résout les équations par itérations et converge vers une solution d'écoulement stable. La figure 5.3 présente le profil de charges obtenu pour la simulation 113B-1035-Q3.

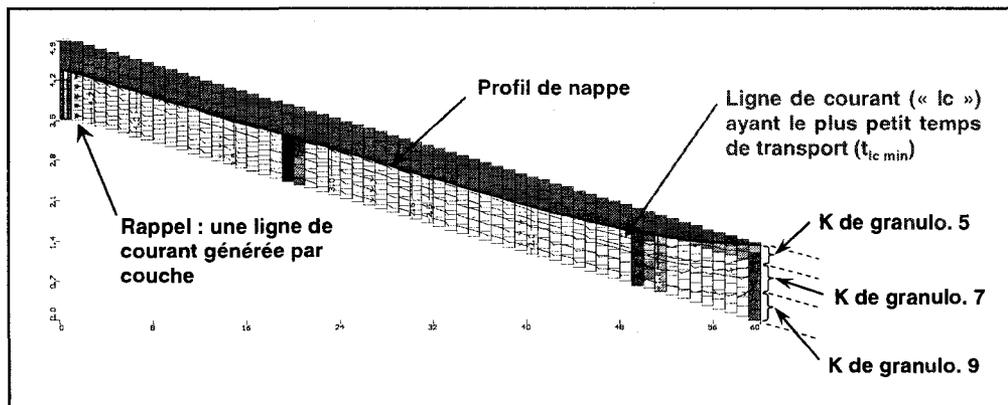


Figure 5.3 : Profil de charges obtenu pour la simulation 113B-1035-Q3

Étape 3 : Calculs des variables hydrauliques à partir des charges exportées

La troisième étape consiste à exporter de Visual Modflow les charges hydrauliques en fonction de la distance longitudinale x et à calculer les valeurs des variables hydrauliques définies à la figure 4.15. Visual Modflow permet d'exporter les charges hydrauliques en fonction de x dans des fichiers de format ASCII.

L'algorithme utilisé pour les calculs a été présenté dans le détail à la figure 4.13 (section 4.6.2.2). Pour les six simulations montrées ici à titre d'exemple, le tableau 5.2 présente les résultats des variables hydrauliques tirés du tableau A5.2 (annexe 5).

Toutes les équations à la base des résultats présentés au tableau 5.2 ont été définies aux chapitres 3 et 4. La troisième colonne du tableau 5.2 présente le numéro de l'équation définissant chaque variable hydraulique.

Une discussion détaillée des résultats obtenus est présentée à la section 5.4. L'analyse sommaire des résultats du tableau 5.2 en regard des critères de conception de l'analyse paramétrique (figure 4.15) permet de dresser quelques constats. En général, on remarque que les résultats des trois simulations de la configuration de drain 113B-10 (113B-1025-Q3, 113B-1035-Q3 et 113B-1045-Q3) s'approchent davantage des critères de

conception que ceux des simulations de la configuration 111B-10 (111B-1025-Q3, 111B-1035-Q3 et 111B-1045-Q3). Par exemple, en regard du temps de résidence minimal souhaitable ($T_{\min} = 48$ h) lorsque la porosité η égale 0,35, l'écoulement de la simulation 111B-1035-Q3 génère un temps de résidence T de 37 heures (23% inférieure à T_{\min}), alors que l'écoulement de la simulation 113B-1035-Q3 génère un temps de résidence T de 45 heures (6% inférieure à T_{\min}). En regard du degré de saturation S_r , on remarque que les écoulements des simulations 111B-1035-Q3 et 111B-1045-Q3 sont moins saturés (37% et 17% respectivement) que ceux des écoulements des simulations 113B-1035-Q3 et 113B-1045-Q3 (45% et 24% respectivement).

Tableau 5.2 : Valeurs des variables hydrauliques obtenues de 6 simulations pour les configurations 111B-10 et 113B-10 (géométrie 1 et pente de 6%).
 $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$; valeurs tirées du tableau A5.2.

Famille de configurations			111B-10			113B-10		
Numéro de la simulation			111B-1025-Q3	111B-1035-Q3	111B-1045-Q3	113B-1025-Q3	113B-1035-Q3	113B-1045-Q3
Variable étudiée ; valeur			$\eta ; 0,25$	$\eta ; 0,35$	$\eta ; 0,45$	$\eta ; 0,25$	$\eta ; 0,35$	$\eta ; 0,45$
T	(h)	Équation 3.10	72,4	36,9	21,6	72,1	45,1	31,6
$t_{lc \min}$	(h)	Équation 3.29	69,6	35,9	21,5	36,5	32,0	22,2
T_u		Équation 3.32	70,7	36,7	21,7	44,1	39,9	30,4
$X(T_{u, 20, k \text{ sup}})^1$		Équation 3.33	22%	35%	74%	35%	38%	31%
S	(Mm^2)	Équation 3.16	1,147	0,369	0,141	1,071	0,584	0,313
S / S_{\max}		Équation 3.20	100%	37%	17%	100%	63%	40%
S_r		Équation 3.5	100%	37%	17%	100%	45%	24%
CHU	(m^3/d)	Équation 4.9	12,3	117,2	803,2	26,6	254,0	1740,6
($h_{1, k \max} - z_{1,1}$)	(m)	Calcul direct	5,09	-0,71	-1,15	0,45	-0,55	-0,89
R	(μm)	Équation 3.18	78,4	126,7	192,5	83,9	96,8	126,0

¹ Lorsque la couche supérieure est partiellement remplie, il arrive que l'aire de sa section d'écoulement s'avère inférieure à celle de la section de la couche en dessous qui est pleinement saturée. Pour ces cas, la valeur de $X(T_{20, k \text{ sup}})$ est posée égale à celle de $X(T_{20, k \text{ sup}+1})$ (où l'indice $k_{\text{sup}+1}$ identifie la couche en dessous), et est affichée en gras dans le tableau. La section 5.4.2 présente les fondements de cette règle.

Il est possible à partir des tableaux de résultats de l'annexe 5 de déterminer si l'écoulement d'une simulation est en charge ou non. Ceci peut être fait par l'analyse de l'écart de charge maximum à la couronne ($h_{1,kmax} - z_{1,1}$) défini à la section 4.5.4. Une valeur d'écart ($h_{1,kmax} - z_{1,1}$) positive signifie que l'écoulement est en charge (de ($h_{1,kmax} - z_{1,1}$) mètres) au dessus de l'élévation de la couronne. La lecture du tableau 5.2 indique que les écoulements de simulations 111B-1025-Q3 et 113B-1025-Q3 sont tous deux en charge, et que la surcharge (charge au dessus de l'élévation de la couronne) de l'écoulement de 111B-1025-Q3 est supérieure de 4,6 m à la surcharge de l'écoulement de 113B-1025-Q3. À l'inverse, une valeur d'écart ($h_{1,kmax} - z_{1,1}$) négative reflète un déficit de charge à l'entrée du drain par rapport à l'élévation de la couronne. On constate donc que les écoulements de simulations 111B-1035-Q3, 111B-1045-Q3, 113B-1035-Q3 et 113B-1035-Q3 sont tous à nappe libre, ce que les valeurs de S_r confirment également.

Lorsque le traitement de l'algorithme est complété, on dispose des résultats de toutes les variables hydrauliques sous forme tabulée (tableaux A5.1, A5.2, A5.3, A5.4, A5.5, A5.6 et A5.7). La prochaine section présente l'analyse graphique de ces résultats.

5.1.4 Cadre de l'analyse graphique des variables hydrauliques

La section précédente a présenté la méthodologie utilisée pour calculer les valeurs des variables hydrauliques à l'étude (figure 4.15). Le tableau 5.3 présente les variables portées en graphique de manière à faciliter l'analyse graphique des résultats. Ce tableau regroupe les numéros de figures, selon qu'elles sont utilisées principalement pour le traitement de la seconde ou de la troisième composante de l'étude.

Tableau 5.3 : Choix des variables pour l'analyse graphique des résultats (figure 4.15).

	Variables d'ordonnée	Variables d'abscisse	Variables discrètes explicites ^{1,2}	Géométries des configurations traitées	Figures
Seconde composante	T, $t_{ic\ min}$, S	No. configuration	η et Q	1	5.5 et 5.6
	T, $t_{ic\ min}$, S	No. configuration	η (note 3)	2	5.5
	T, $t_{ic\ min}$	S	η et Q	1	5.7 à 5.18
	S_r	S / S_{max}	η et Q	1	5.19 à 5.22
	R	S	η et Q	1	5.23 à 5.26
	$(h_{1,kmax} - z_{1,1})$ et CHU	No. configuration	η	1 et 2	5.27 à 5.29
	h et Re	x	η (note 3)	2	5.30 et 5.31
h et S_r	x	η (note 3)	1 et 2	Annexe 6	
Troisième composante	$(Q - \sum Q_{20,k})/Q$	No. configuration	η (note 3)	1 et 2	5.32
	T, T_u	No. configuration	η	1	5.33
	$t_{ic\ min}$	$X(T_{u\ 20,k\ sup})$	η	1	5.34 à 5.36
	Indice de couche k	$t_{ic\ k}$ et $X(T_{u\ 20,k})$	η (note 3)	1 et 2	Annexe 6

Notes

- 1- K et S_m sont calculées à partir de η ; elles s'avèrent donc également des variables discrètes explicites.
- 2- S_o , A et le nombre de valeurs de K (1, 2 ou 3) constituent des variables discrètes implicites à chaque configuration (définissant chaque configuration).
- 3- Pour ces figures, le débit est $Q_3 = 30\ m^3/d$, sauf pour la simulation 211B-30* où $Q = 600\ m^3/d$.

La section 4.5 traite de la classification des numéros de simulations utilisées par ces figures (et dans les tableaux de résultats A5.1, A5.2, A5.3, A5.4, A5.5, A5.6 et A5.7 de l'annexe 5). Pour chaque simulation, cette classification permet de décrire les valeurs utilisées pour la géométrie (incluant l'aire de section A), la pente S_o (1%, 6% ou 12%), le débit Q (5, 15 ou $30\ m^3/d$), la porosité η (0,25, 0,35 ou 0,45) et le nombre de granulométries utilisé verticalement (1 à 3).

Les sections suivantes présentent les figures énumérées au tableau 5.3. Une discussion approfondie des résultats sera présentée à la section 5.4.

5.2 Résultats de la seconde composante (analyse paramétrique)

Cette section présente des figures illustrant les relations de dépendance entre certaines des variables hydrauliques retenues pour l'étude (figure 4.15). Le choix de variables à être portés en abscisse et en ordonnée tel que présenté au tableau 5.3 facilite la recherche de configurations favorisant des valeurs de variables hydrauliques s'approchant des critères de conception spécifiés.

Certains profils piézométriques exportés de Visual Modflow sont présentés aux figures de nombre impair comprises entre A6.1 et A6.43 de l'annexe 6. Il s'agit des profils de charge longitudinaux des simulations produites avec le débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et en fonction de la porosité. Ces 21 figures avec les charges hydrauliques comportent les données de base à partir desquelles toutes les variables hydrauliques sont calculées. Les figures sont placées en annexe car les résultats de l'écart de charge maximal à la couronne ($h_{1,k\max} - z_{1,1}$) et du degré de saturation total du drain S_r indiquent assez bien la nature des profils piézométriques, et ce de façon plus succincte. À titre d'exemple, la figure 5.4 présente les profils de charge des simulations 113B-1025-Q3, 113B-1035-Q3 et 113B-1045-Q3. Cette figure est tirée de l'annexe 6 (il s'agit de la figure A6.19). Notons que les charges h varient très peu en fonction de l'élévation ; à l'œil, les profils de charge de toutes les couches apparaissent superposés.

Les valeurs de S_r en fonction de x sont ajoutées à la figure 5.4 pour les simulations 113B-1025-Q3, 113B-1035-Q3 et 113B-1045-Q3. Ces données proviennent de l'étape d de l'algorithme (figure 4.13). On note que le degré de saturation augmente rapidement avec l'accroissement de la charge h . L'augmentation de la charge provoque une augmentation non linéaire de la section d'écoulement pour une section de drain de forme trapézoïdale (figures 4.1 et A3.1), et cela crée une augmentation rapide du volume liquide V_w dont dépend S_r (équation 3.5). Le tableau 5.2 présente les valeurs de l'écart de charge maximum à la couronne ($h_{1,k\max} - z_{1,1}$). Les valeurs de ($h_{1,k\max} - z_{1,1}$) résultant des simulations d'écoulement 113B-1025-Q3, 113B-1035-Q3 et 113B-1045-Q3 peuvent

être également estimées à la figure 5.4 en soustrayant l'élévation de la couronne, à l'entrée du drain, de la charge hydraulique.

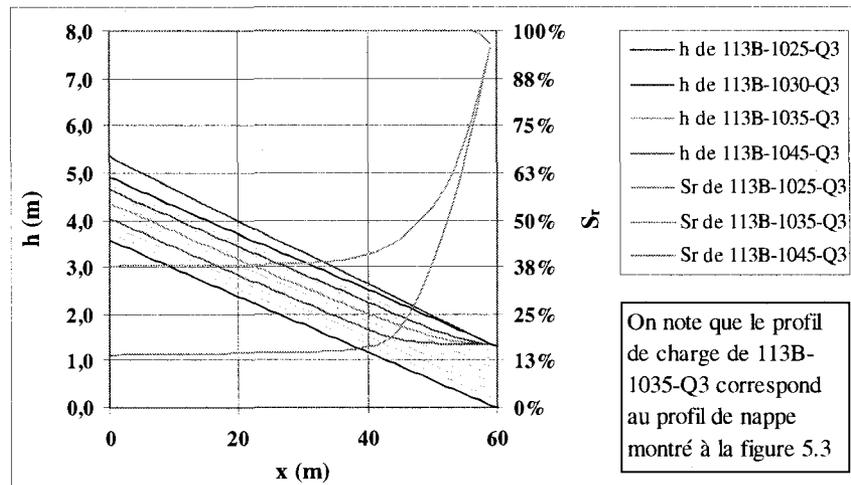


Figure 5.4 : Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de η pour la configuration 113B-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

Les sections suivantes présentent des figures synthèses liées à l'étude paramétrique de la seconde composante

5.2.1 Graphiques de T , $t_{lc \text{ min}}$ et S pour chaque configuration

Le tableau 5.2 a présenté les résultats types des variables hydrauliques traitées dans le cadre de l'analyse paramétrique pour les six simulations basées sur les configurations de drain 111B-10 et 113B-10. On porte en graphique T , $t_{lc \text{ min}}$ et S en fonction de η (figure 5.5) et Q (figure 5.6) pour l'ensemble des configurations de drain à l'étude (voir tableau 5.3). L'intérêt premier de ces figures est de permettre une comparaison des résultats pour les diverses configurations de drain. Ces deux figures permettent de dresser un portrait rapide de l'étendue des valeurs de T , $t_{lc \text{ min}}$ et S couverte par les écoulements étudiés.

La représentation graphique de T et de $t_{lc\ min}$ est justifiée par le fait que ces variables sont complémentaires pour caractériser des écoulements hétérogènes (caractérisés par une variation spatiale des vitesses d'écoulement dans le drain). Or, de tels écoulements peuvent être générés dans le cadre de cette étude. Le choix de jumeler l'analyse des résultats de T et $t_{lc\ min}$ à ceux de S est quant à lui basé sur le fait que la surface spécifique S_m , de laquelle dépend S est un paramètre physique influençant significativement la neutralisation (e.g. Sun et al., 2000 ; Cravotta et al., 2004 ; Genty et al., 2008). Le temps de résidence étant le principal paramètre physique influençant la neutralisation (voir section 1.1 et figure 1.1), il apparaît donc pertinent de porter T et S sur les mêmes graphiques en fonction de Q , η et des types de configurations de drain.

La figure 5.5 présente les valeurs de T , $t_{lc\ min}$ et S pour chaque configuration de DAC étudiée en fonction de sa géométrie, de sa pente et de sa porosité ($\eta = 0,25, 0,35$ et $0,45$). Cette figure illustre les résultats des tableaux A5.1, A5.2, A5.3 et A5.4 décrits à la section 5.1.3. Le débit est $Q_3 = 30\ m^3/d$, exception de la configuration de 211B-30, pour laquelle $Q = 600\ m^3/d$.

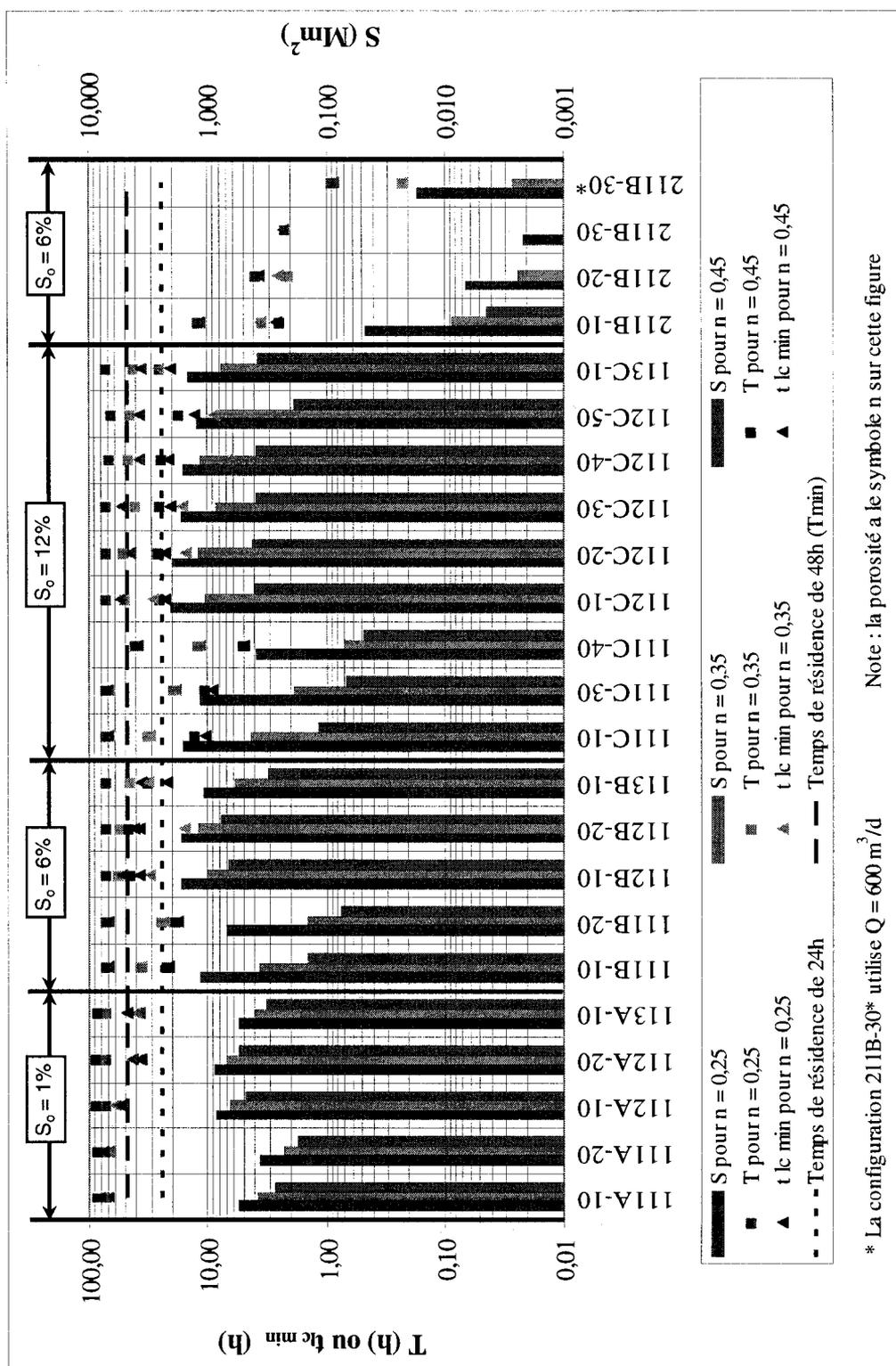


Figure 5.5 : T, t_{lc min} et S en fonction de la porosité η pour toutes les configurations avec Q₃ = 30 m³/d (sauf 211-B30*).

Pour les configurations de drain de géométrie 1, la figure 5.6 présente les valeurs de T , $t_{lc \text{ min}}$ et S en fonction de sa géométrie, de S_o et du débit ($Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$, $Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$ et $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$). Cette figure illustre les résultats des tableaux A5.5, A5.6 et A5.7. La porosité est de 0,35.

Certaines données sont manquantes aux figures 5.5 et 5.6 (e.g. celles de T , $t_{lc \text{ min}}$ et S propres à la simulation 211B-20 pour $\eta = 0,45$ à la figure 5.5). L'absence d'une donnée découle de la divergence de Modflow, i.e. de l'incapacité du code numérique à faire converger la simulation vers une solution de profil d'écoulement stable. Les drains pour lesquels ces divergences du code se produisent sont constitués de granulométries très grossières soumises à des valeurs de porosité moyenne (0,35) à élevée (0,45). Il en résulte des valeurs très fortes de K , pour lesquelles Modflow simule une désaturation complète des drains. D'autres éléments explicatifs sont présentés à la section 5.4.1.2.

Une analyse sommaire des figures 5.5 et 5.6 conduit à quelques constats généraux. On note d'abord que les configurations de drain de géométrie 2 et de pente de 6% (211B-10, 211B-20, 211B-30 et 211B-30*) génèrent des écoulements avec des valeurs de T , $t_{lc \text{ min}}$ et S nettement inférieures à celles obtenues pour les autres configurations de drain qui utilisent la géométrie 1. Les différences sont d'un ordre de grandeur et plus, peu importe la pente. Elles s'expliquent par le fait que les configurations 211B-10, 211B-20 et 211B-30 utilisent des granulométries très grossières (tableaux 4.5, 4.6 et figure 4.7), ce qui mène à de très fortes valeurs de K et de faibles valeurs de S_m . D'une part, les faibles valeurs de S_m mènent à de faibles valeurs de S (équation 3.16). D'autre part, en réponse aux fortes valeurs de K et à une pente moyenne (6%), les écoulements sont faiblement saturés (voir les profils de h et S_r aux figures A6.21, A6.23 et A6.25), ce qui mène aux faibles valeurs de T (puisque T dépend de S_r via l'équation 3.15). Cette première observation résultant de l'emploi de granulométries grossières (No. 1, 2 et 3 à la figure 4.4) contraste avec les recommandations de plusieurs auteurs d'utiliser de telles granulométries.

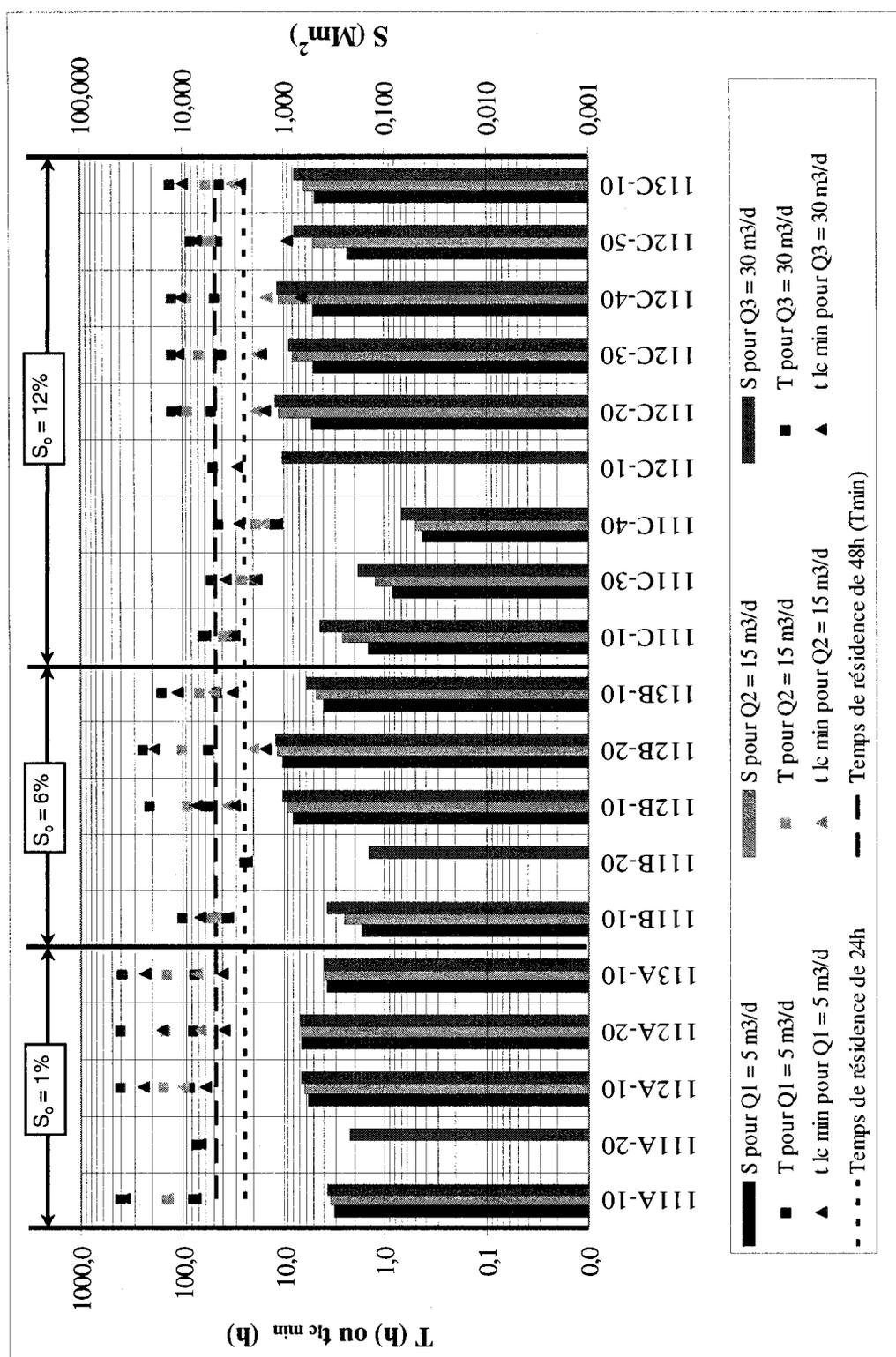


Figure 5.6 : T, t_{lc min} et S en fonction du débit Q pour toutes les configurations lorsque η = 0,35

Une autre observation intéressante est l'influence importante de la pente sur les valeurs de T et $t_{lc \min}$. On peut voir en effet que les configurations de faible pente (1%), soit 111A-10, 111A-20, 112A-10, 112A-20 et 113A-10 génèrent des écoulements ayant des valeurs de T et $t_{lc \min}$ supérieures à celles obtenues pour les écoulements simulés dans des configurations de pentes moyenne (6%) ou forte (12%). Avec la présence d'une faible pente, l'influence du déversoir à la sortie gagne en importance. La présence du déversoir crée une zone d'accumulation de DMA qui s'étend jusqu'à l'entrée du drain si la pente est de 1%, ce qui n'est pas le cas pour les autres pentes. Cette zone d'accumulation de DMA peut favoriser l'obtention de valeurs élevées de S_r , menant conséquemment à des valeurs élevées de T et S . Pour provoquer une telle accumulation de DMA lorsque la pente est moyenne à forte, on peut adapter la sortie du drain de façon à provoquer une rehausse du niveau, comme l'on fait avec succès Hedin et al. (1994).

La prise en compte des deux observations précitées mène au constat suivant. L'utilisation de granulométries très grossières dans un drain peut s'avérer approprié à condition que le drain soit de faible pente et possède un déversoir à la sortie ou tout autre système provoquant une rehausse du niveau du DMA. Une construction par palier en escalier peut également s'avérer utile lorsque la pente est très importante.

5.2.2 Graphiques de T et $t_{lc \min}$ en fonction de S

Plusieurs auteurs reconnaissent le rôle significatif de S_m dans le processus de dissolution du calcaire (e.g. Sun et al., 2000 ; Cravotta et Watzlaf, 2002 ; Genty et al., 2008). Les travaux de Cravotta et al. (2004) suggèrent que l'influence de S_m sur le potentiel de neutralisation (PN) d'un matériau réactif pourrait s'avérer du même ordre de grandeur que l'influence qu'exerce T sur ce PN. Il apparaît donc intéressant de porter en graphique T en fonction de S . La relation $t_{lc \min} = f(S)$ est également ajoutée, du fait que T et $t_{lc \min}$ sont étudiés conjointement dans l'analyse paramétrique pour les raisons mentionnées à la section précédente. Le débit est fixé à $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et la porosité η est

variée (0,25, 0,35 et 0,45) aux figures 5.7 à 5.12. Le débit est varié ($Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$, $Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$ et $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$) et la porosité η est fixée à 0,35 aux figures 5.13 à 5.18.

Les figures 5.8, 5.10 et 5.12 portent en graphique les moyennes de T , $t_{lc \text{ min}}$ et S , soit $\text{Moy}(T)$, $\text{Moy}(t_{lc \text{ min}})$ et $\text{Moy}(S)$, qui sont obtenues pour les trois porosités $\eta = 0,25, 0,35$ et $0,45$. L'usage de données moyennes est justifié par le fait que ces trois porosités sont considérées équiprobables. De même, les figures 5.14, 5.16 et 5.18 portent en graphique les moyennes $\text{Moy}(T)$, $\text{Moy}(t_{lc \text{ min}})$ et $\text{Moy}(S)$ obtenues pour les trois débits $Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$, $Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$ et $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$. Les périodes de récurrence associées aux débits minimum probable Q_1 et maximum probable Q_3 sont supérieures à celle du débit moyen Q_2 , mais on ne peut pas estimer aisément une pondération représentative des conditions locales (sauf si l'on dispose d'un grand échantillon de débits mesurés). Par ailleurs, bien que Q_3 soit moins fréquent, sa contribution volumique totale au DAC pourrait bien s'avérer semblable à la contribution volumique de Q_1 ou Q_2 sur de longues périodes.

Les figures 5.7 à 5.12 sont d'abord présentées avec de brèves observations qui s'en dégagent. Une présentation des figures 5.13 à 5.18 vient ensuite. Une discussion plus détaillée des figures 5.7 à 5.18 est présentée aux sections 5.4.1.3 et 5.4.1.4.

Figures 5.7 à 5.12

Concernant la relation $T = f(S)$, on note à la figure 5.9 la présence de tendances quasi-linéaires entre les valeurs de T et S provenant des 5 configurations de drain dont la pente $S_o = 6\%$ et la porosité $\eta = 0,35$ ou $0,45$. Ces observations sont également valables pour les drains de pente $S_o = 12\%$ montrés à la figure 5.11. Par contre, aucune tendance ne se dégage à la figure 5.7 où les valeurs de T et S proviennent de drains de pente $S_o = 1\%$. Concernant la relation $t_{lc \text{ min}} = f(S)$, aucune tendance claire ne se dégage des figures 5.7 à 5.12. En outre, on remarque que l'écart entre T et $t_{lc \text{ min}}$ augmente avec l'emploi de configurations hétérogènes, tel qu'attendu. Enfin, on peut déceler aux figures 5.10 et 5.12 la présence de tendances quasi-linéaires entre les valeurs de $\text{Moy}(T)$ et celles de $\text{Moy}(S)$.

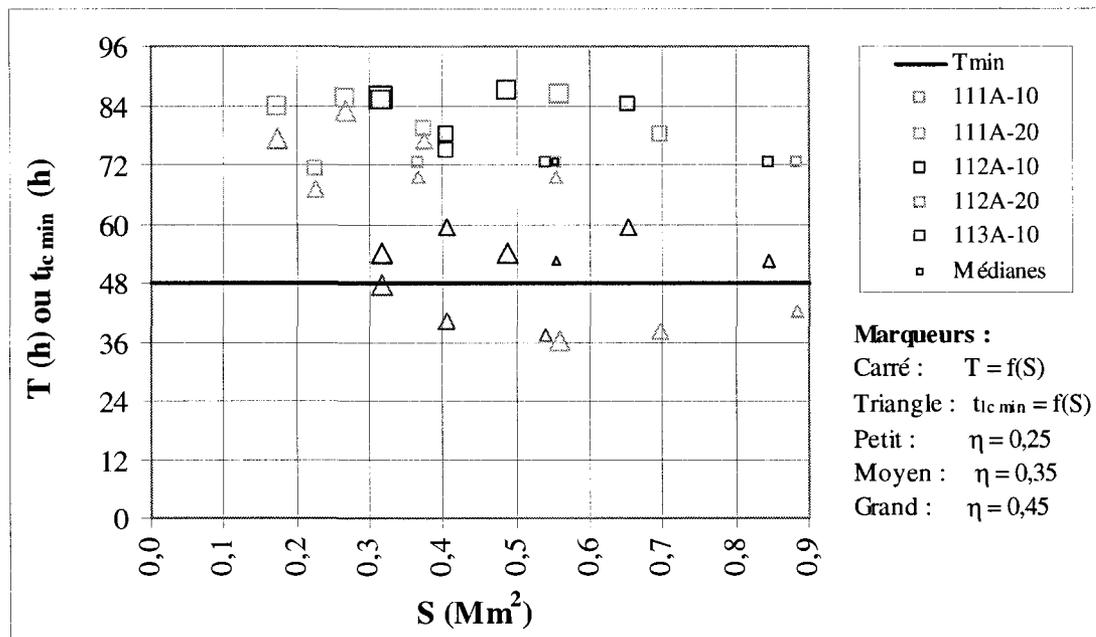


Figure 5.7 : T et $t_{lc \min}$ en fonction de S pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_o = 1\%$.

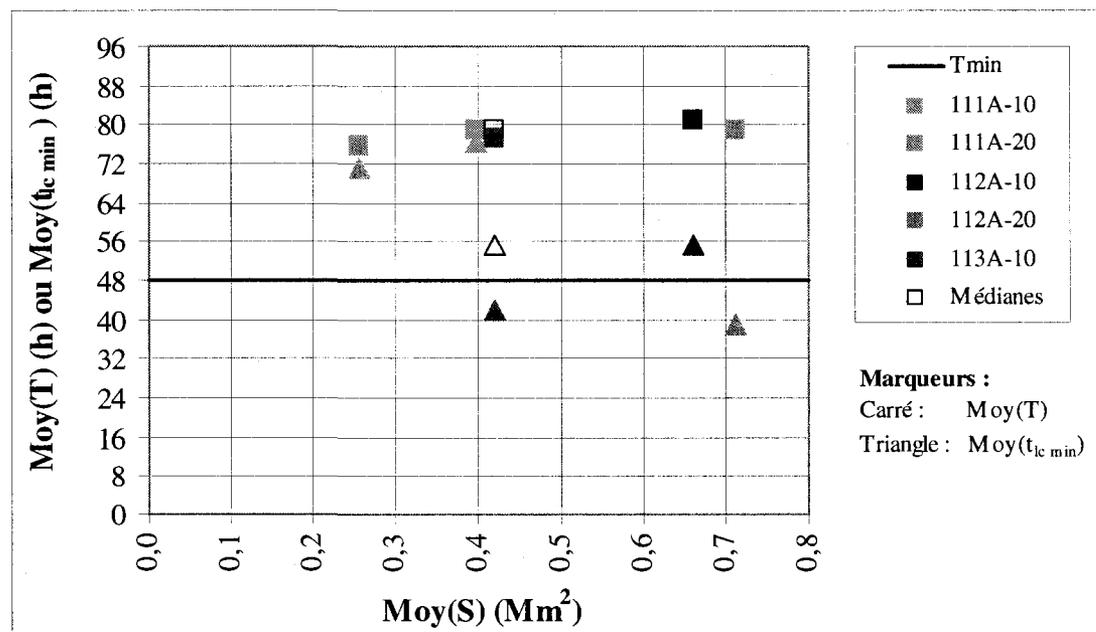


Figure 5.8 : Moyennes des valeurs de T, $t_{lc \min}$ et S pour trois valeurs de porosité (0,25, 0,35 et 0,45) avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_o = 1\%$.

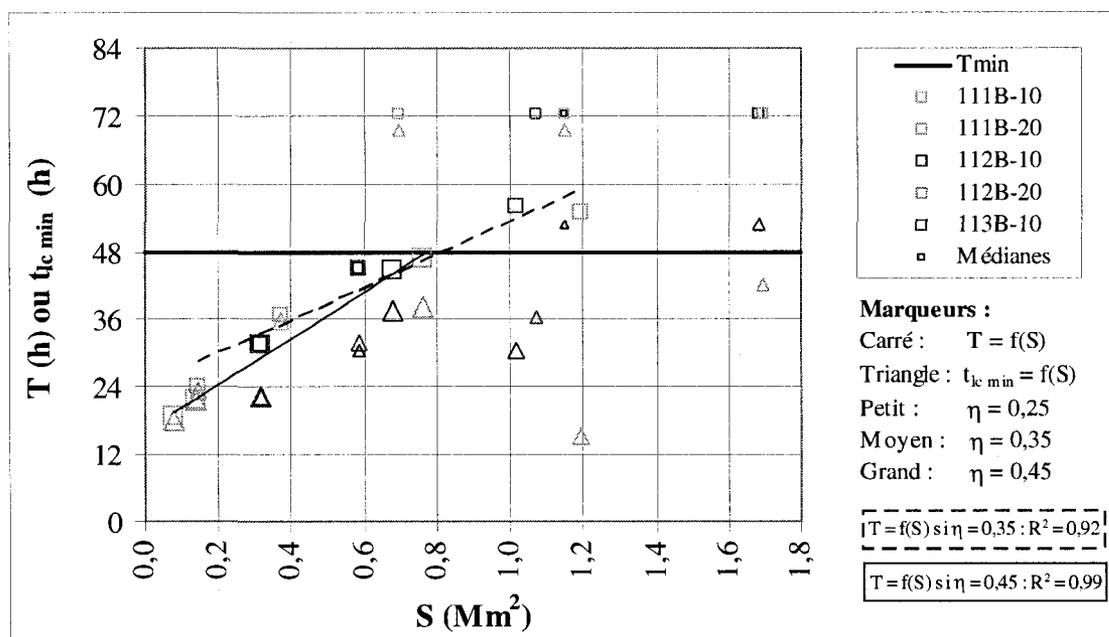


Figure 5.9 : T et $t_{lc \min}$ en fonction de S pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 6\%$.

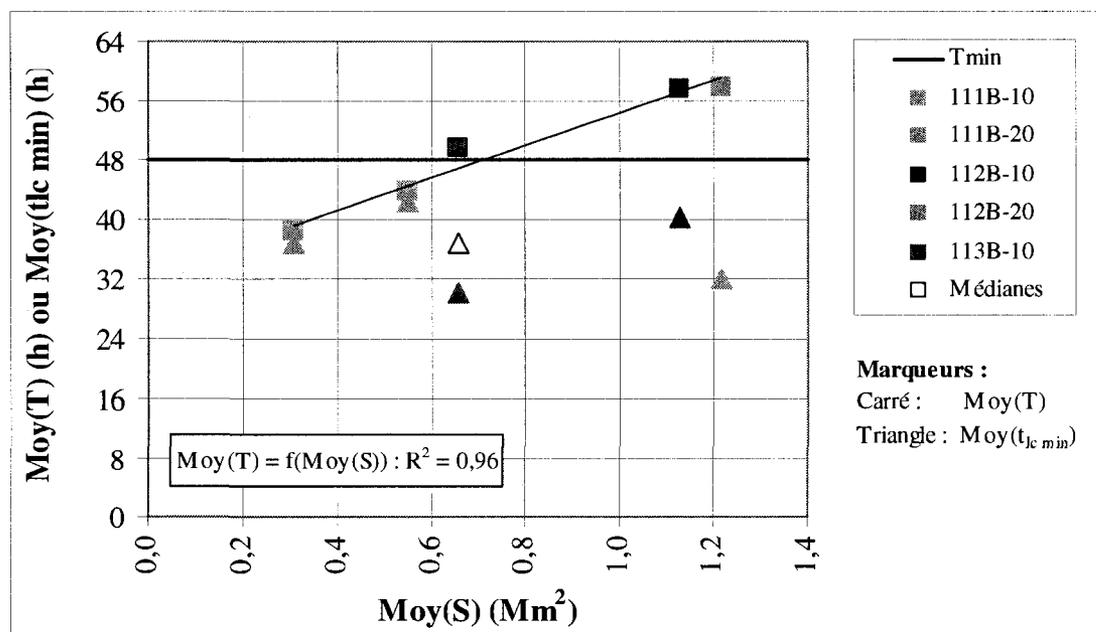


Figure 5.10 : Moyennes des valeurs de T , $t_{lc \min}$ et S pour trois valeurs de porosité (0,25, 0,35 et 0,45) avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 6\%$.

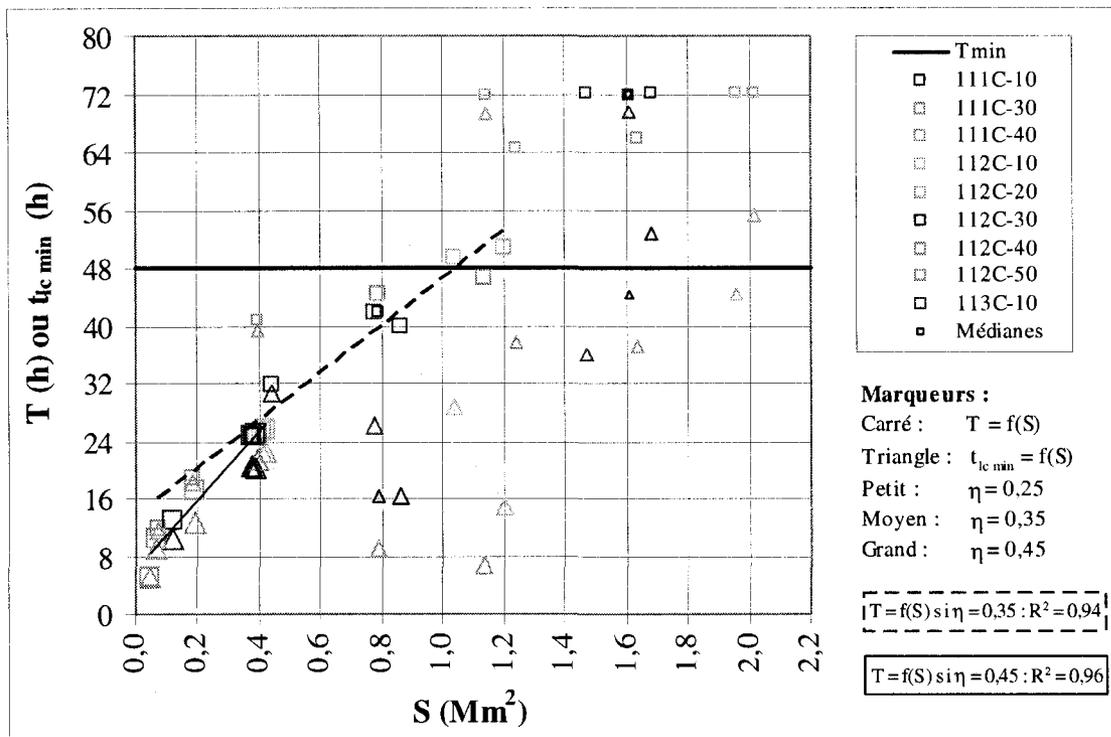


Figure 5.11 : T et $t_{lc \min}$ en fonction de S pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 12\%$.

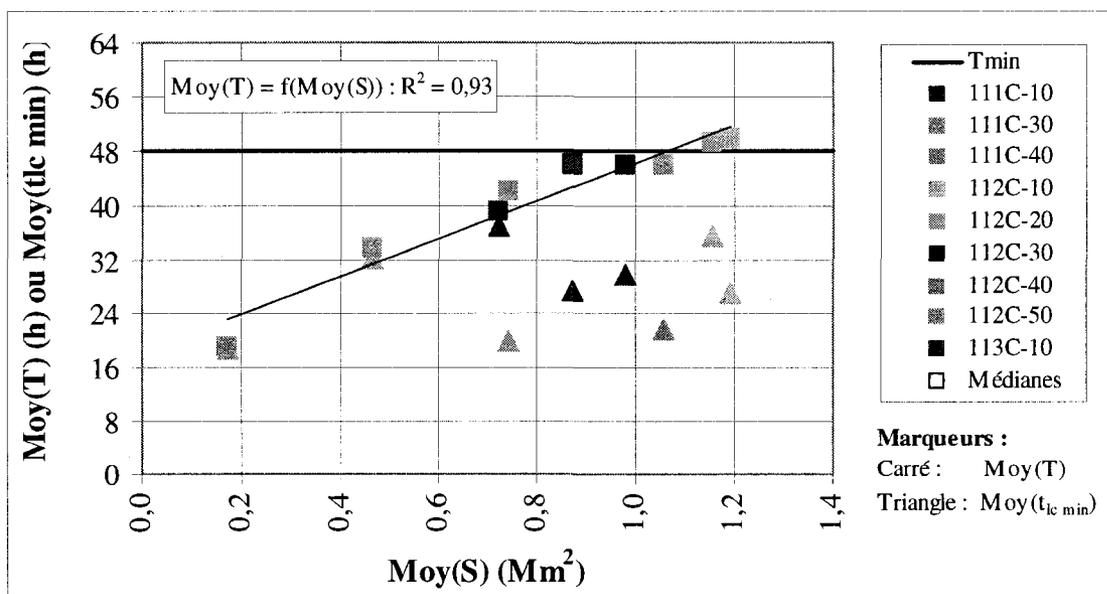


Figure 5.12 : Moyennes des valeurs de T, $t_{lc \min}$ et S pour trois valeurs de porosité (0,25, 0,35 et 0,45) avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 12\%$.

Figures 5.13 à 5.18

Concernant la relation $T = f(S)$, on remarque à la figure 5.15 la présence de tendances quasi-linéaires entre les valeurs de T et S provenant des 5 configurations de drain dont la pente $S_o = 6\%$. Ces observations sont également valables pour les drains de pente $S_o = 12\%$ montrés à la figure 5.17. Par contre, aucune tendance ne se dégage à la figure 5.13 où les valeurs de T et S proviennent de drains de pente $S_o = 1\%$. Concernant la relation $t_{lc \min} = f(S)$, aucune tendance claire ne se dégage des figures 5.13 à 5.18. En outre, on remarque que l'écart entre T et $t_{lc \min}$ augmente avec l'emploi de configurations de drain hétérogènes, tel qu'attendu. Enfin, on peut déceler aux figures 5.16 et 5.18 la présence de tendances quasi-linéaires entre les valeurs de Moy(T) et celles de Moy(S).

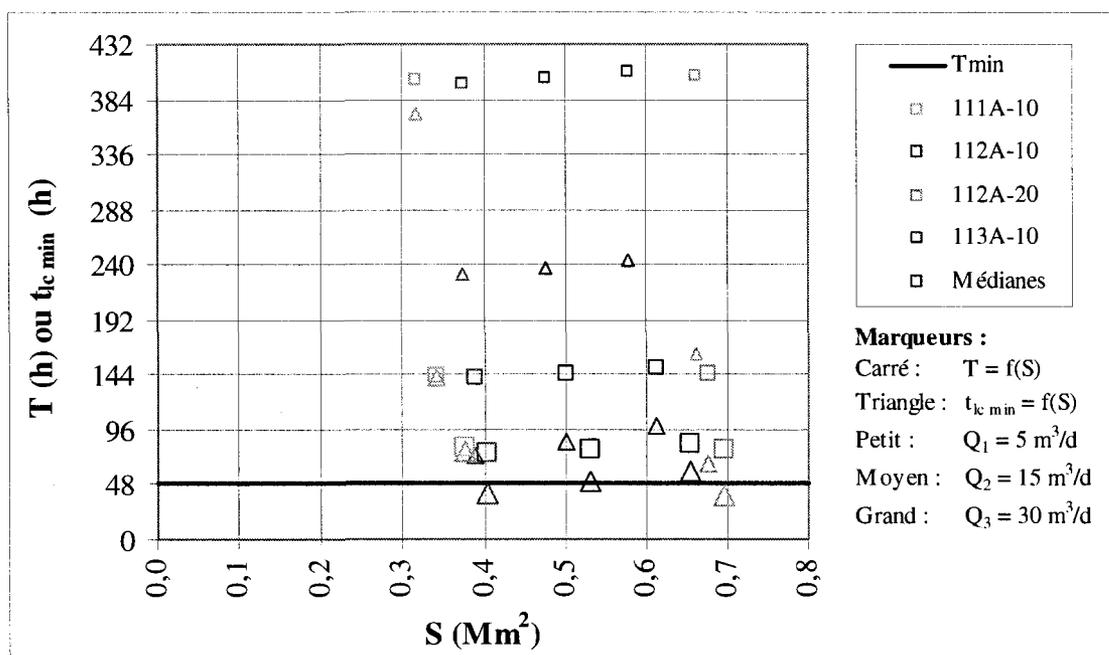


Figure 5.13 : T et $t_{lc\ min}$ en fonction de S pour trois valeurs de débit avec $\eta = 0,35$ et $S_o = 1\%$.

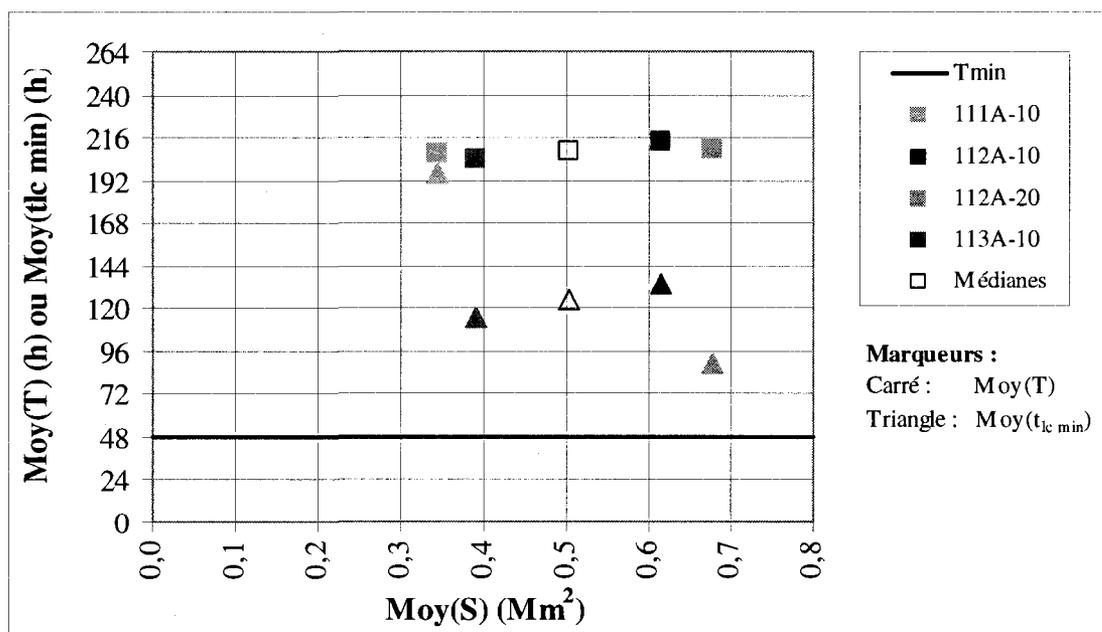


Figure 5.14 : Moyennes des valeurs de T, $t_{lc\ min}$ et S pour trois valeurs de débit ($Q_1 = 5$ m^3/d , $Q_2 = 15$ m^3/d et $Q_3 = 30$ m^3/d) avec $\eta = 0,35$ et $S_o = 1\%$.

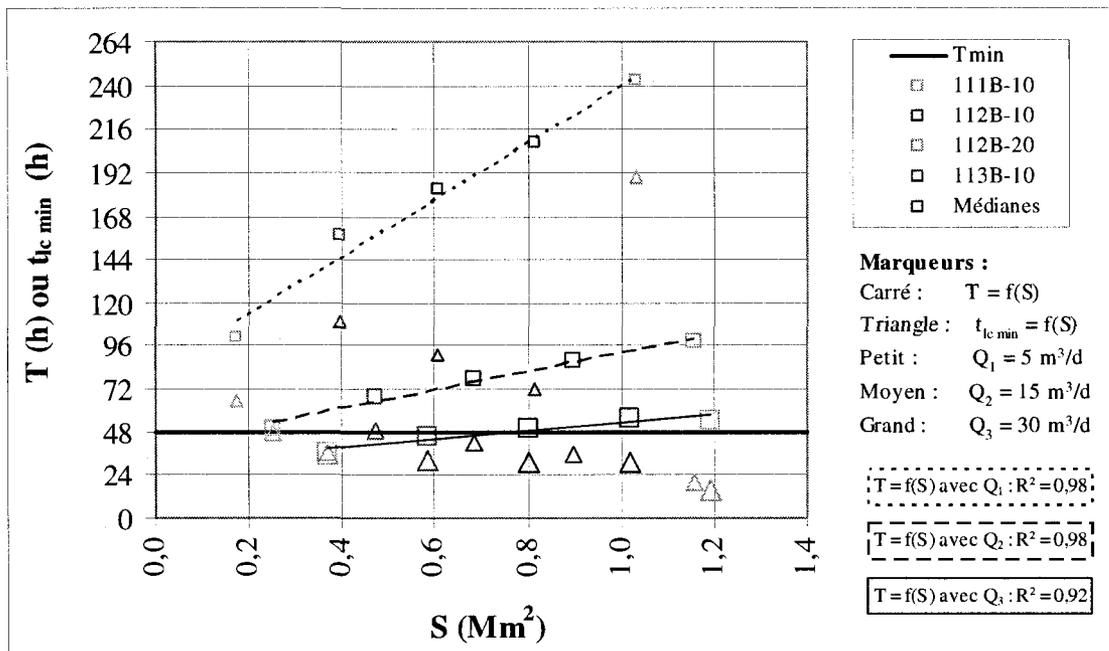


Figure 5.15 : T et $t_{lc \min}$ en fonction de S pour trois valeurs de débit avec $\eta = 0,35$ et $S_o = 6\%$.

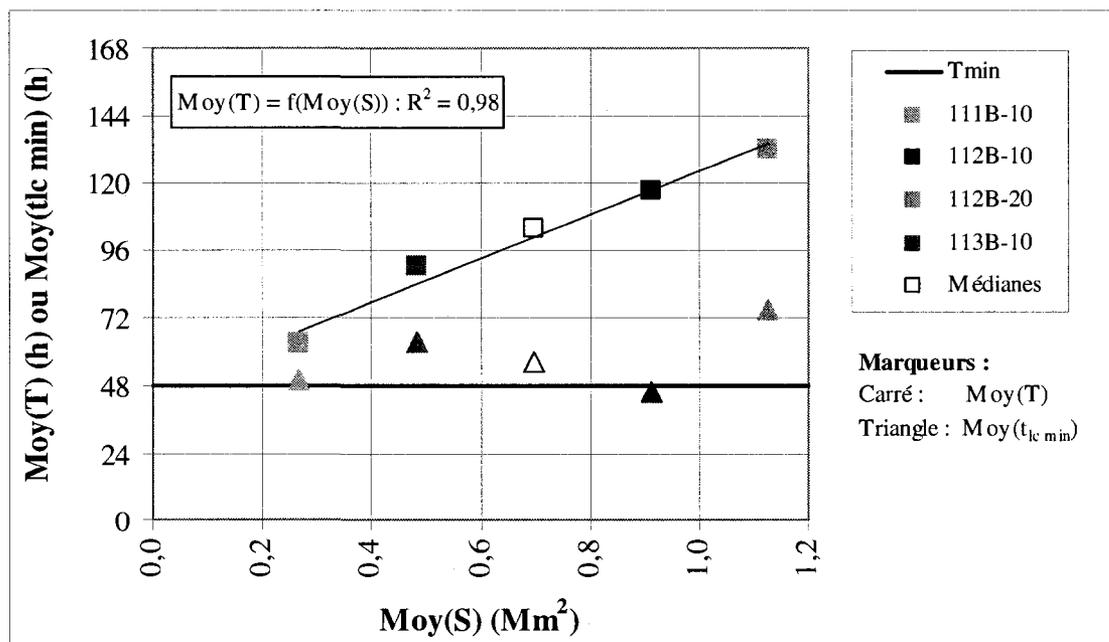


Figure 5.16 : Moyennes des valeurs de T, $t_{lc \min}$ et S pour trois valeurs de débit ($Q_1 = 5 \text{ m}^3/\text{d}$, $Q_2 = 15 \text{ m}^3/\text{d}$ et $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$) avec $\eta = 0,35$ et $S_o = 6\%$.

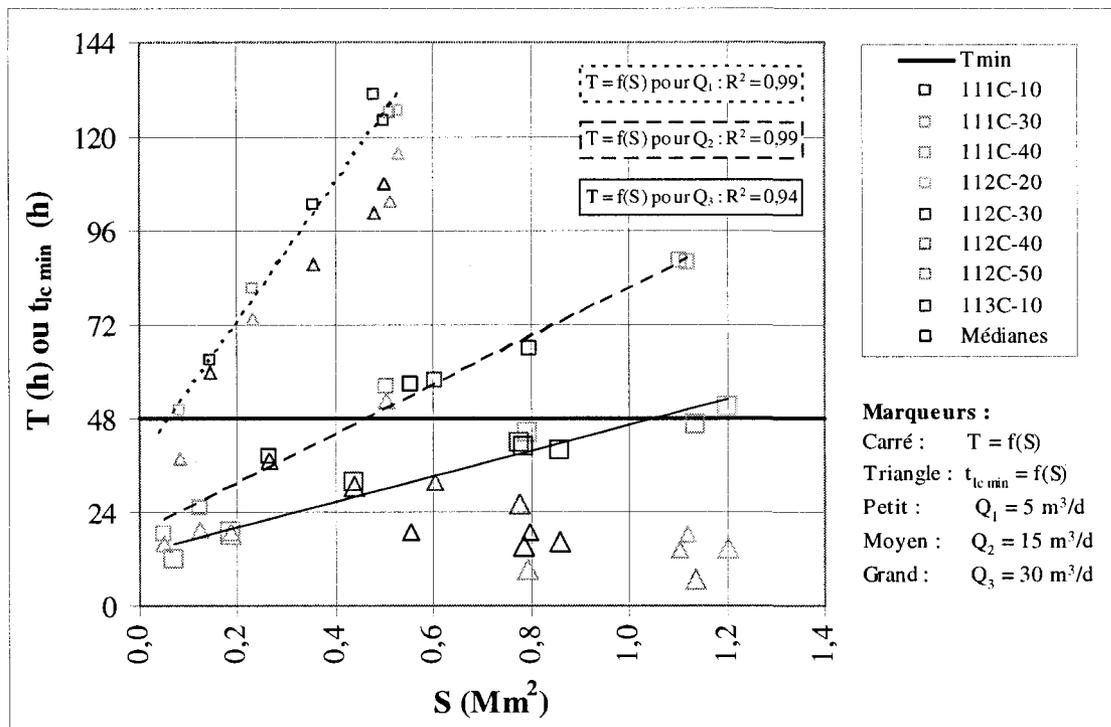


Figure 5.17 : T et $t_{lc\ min}$ en fonction de S pour trois valeurs de débit avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 12\%$.

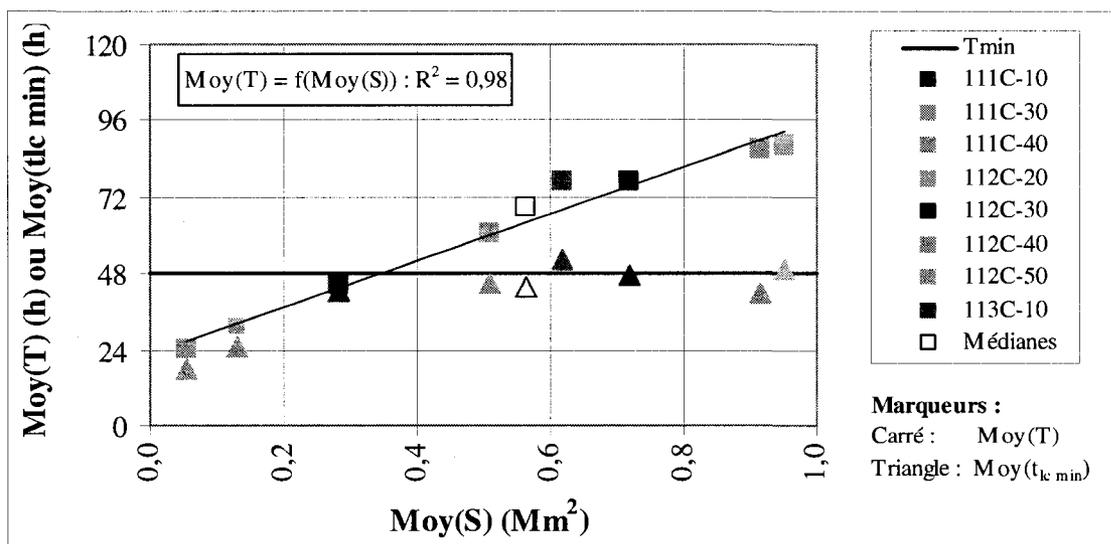


Figure 5.18 : Moyennes des valeurs de T , $t_{lc\ min}$ et S pour trois valeurs de débit ($Q_1 = 5\ m^3/d$, $Q_2 = 15\ m^3/d$ et $Q_3 = 30\ m^3/d$) avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 12\%$.

5.2.3 Graphiques de S_r en fonction de S / S_{\max}

Les figures 5.19 à 5.22 portent en graphique les valeurs du degré de saturation S_r en fonction du degré de contact S / S_{\max} . Pour chaque configuration de drain étudiée, ces figures permettent d'illustrer la corrélation entre la capacité d'un drain donné à utiliser le volume disponible et son efficacité potentielle à utiliser la surface disponible.

L'effet de la variabilité de Q et η est illustré simultanément sur les figures 5.19 et 5.20 (configurations de pentes de 1% et 6% respectivement). Le débit est fixé à $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ lorsque η est variée ; la porosité est fixée à 0,35 lorsque Q est varié. Pour l'étude des configurations de pente de 12%, l'effet de la variabilité de η est présenté à la figure 5.21 (lorsque le débit est $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$), alors que l'effet de la variabilité de Q est présenté à la figure 5.22 (lorsque la porosité est fixée à 0,35).

Dans le cas des configurations de drain homogènes, on remarque que les valeurs de S/S_{\max} des écoulements correspondent toujours à celles de S_r . Ceci s'explique par le fait que pour un drain homogène, la sommation $\sum_{(i=1 \text{ à } L ; k=1 \text{ à } k_{\max})} [S_{m \ i,k} V_{v \ i,k}]$ incluse dans l'équation 3.20 est égale au produit $(S_m V_v)$. Conséquemment, le rapport de S (équation 3.16) sur S_{\max} (équation 3.20) conduit à l'équation 3.5 définissant S_r .

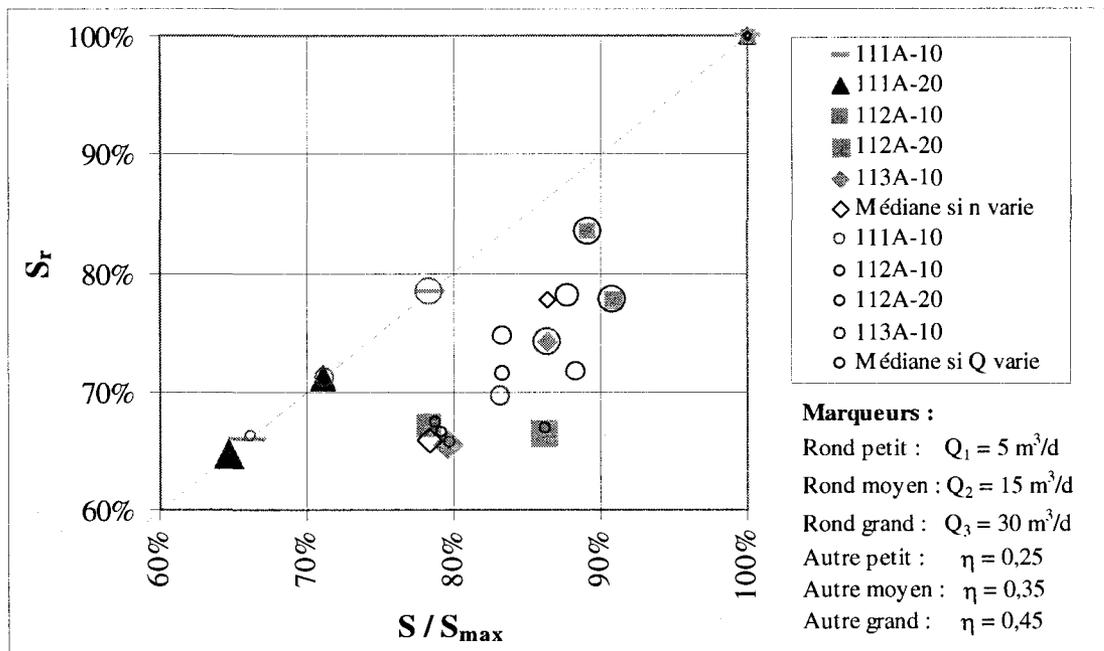


Figure 5.19 : S_r en fonction de S/S_{max} pour $S_o = 1\%$ et trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, et trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$.

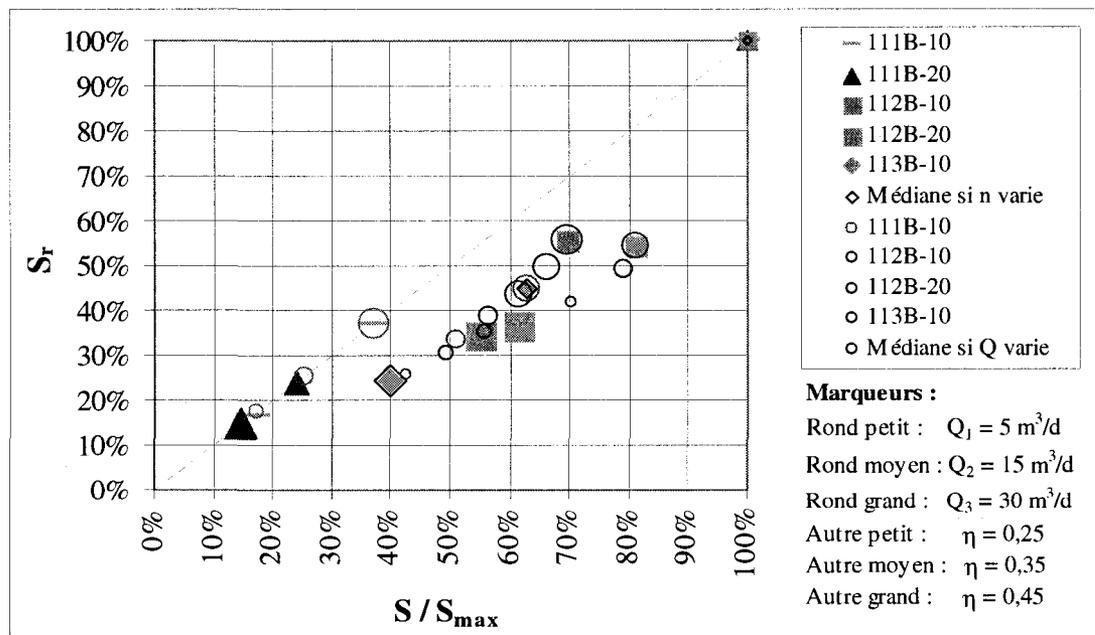


Figure 5.20 : S_r en fonction de S/S_{max} pour $S_o = 6\%$ et trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, et trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$.

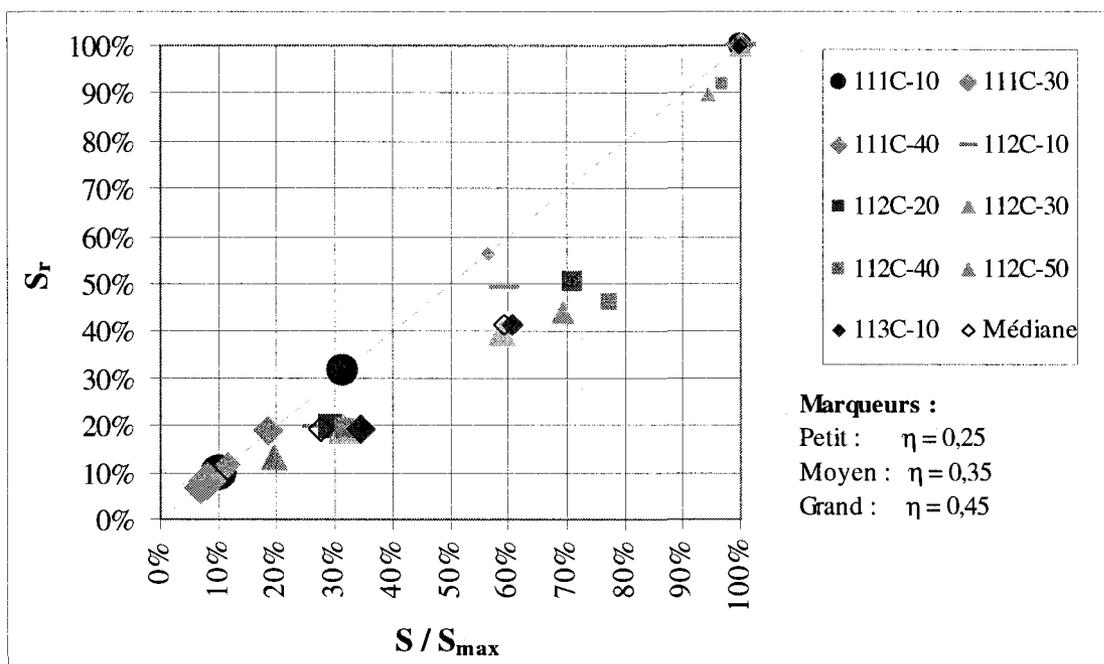


Figure 5.21 : S_r en fonction de S/S_{max} pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 12\%$.

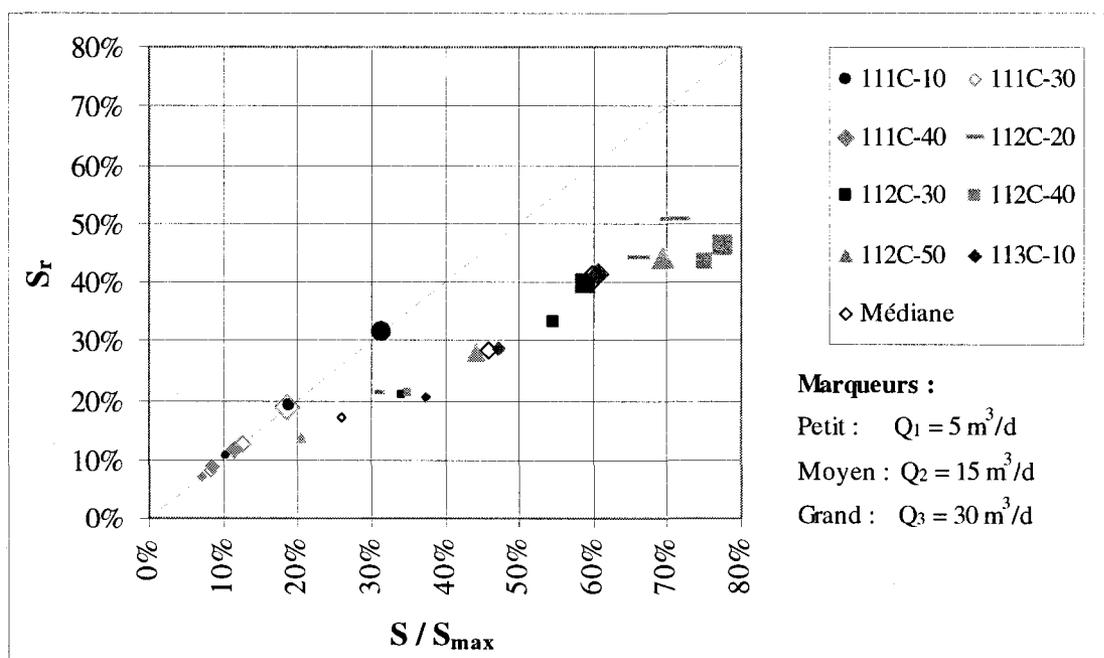


Figure 5.22 : S_r en fonction de S/S_{max} pour trois valeurs de débit avec $\eta = 0,35$ et $S_0 = 12\%$.

5.2.4 Graphiques de R en fonction de S

Tel que mentionné à la section 3.1, il est reconnu que le choix de la granulométrie composant un drain calcaire devrait résulter d'un compromis rencontrant à la fois le besoin d'assurer un transport efficace du DMA et celui d'offrir une bonne surface de contact (Faulkner et Skousen, 1994 ; Hedin et al., 1994 ; Kilborn, 1999, Younger et al., 2002 ; Bernier, 2002 ; Laine et Jarvis, 2003). Il est possible d'analyser le comportement des configurations de drains définies pour cette étude en regard de ce compromis à l'aide des paramètres S et R définis précédemment. La surface de contact S du drain est calculée par l'équation 3.16. Le rayon hydraulique R, défini par l'équation 3.18, reflète la capacité hydraulique du drain, i.e. sa facilité à transporter le DMA.

Le compromis précité au paragraphe précédent se traduit par l'objectif souhaitable de maximiser à la fois R et S (figure 4.15), dans la mesure où le fait de favoriser l'une de ces deux variables au dépend de l'autre peut nuire au bon fonctionnement du drain. L'usage d'une granulométrie grossière favorise l'écoulement (augmentation de R) au dépend de S_m (chute de S), alors que l'usage d'une granulométrie fine provoque les effets inverses (en plus d'augmenter le risque de colmatage du drain advenant que la chimie du DMA s'écarte des critères d'applicabilité d'un DAC – cas non traité).

La variabilité de Q et η est traitée aux figures 5.23 à 5.26 de la même façon qu'aux figures 5.19 à 5.22. Les figures 5.23 à 5.26 illustrent le lien de proportionnalité inverse entre R et S (équation 3.18). On note aussi que les configurations hétérogènes à 3 granulométries semblent bien rencontrer conjointement les critères de conception max(S) et max(R) présentés à la figure 4.15.

Enfin, l'analyse conjointe des données de T en fonction de S (figures 5.7, 5.9, 5.11, 5.13, 5.15 et 5.17) et de celles de R en fonction de S (figures 5.23 à 5.26) est utile d'un point de vue conceptuel, du fait que R et T varient de façon inverse (comme R et S).

À la figure 5.23, on observe la présence d'une bonne corrélation inverse entre R et S. Une régression à l'aide d'une loi de puissance résulte en une équation très proche de l'équation 3.18 ($R = V_w S^{-1}$). Pour ces simulations, le volume V_w vaut environ 90 m^3 en moyenne. La valeur de V_w , qui peut être déduite du produit $Q T$ aux tableaux A5.1 et A5.5, varie peu en fonction de η et Q , soit d'environ $\pm 10\%$. Ceci explique le bon collage des données par cette loi.

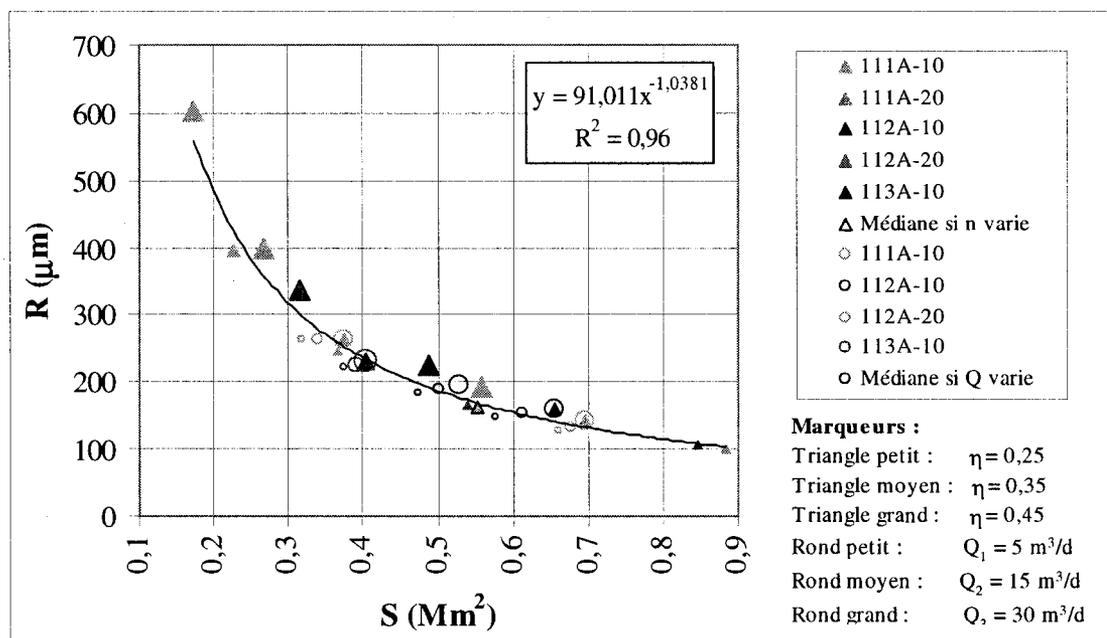


Figure 5.23 : R en fonction de S pour $S_0 = 1\%$ et trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, et trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$.

La régression par loi de puissance produit de moins bon collage des données aux figures 5.24 à 5.26. Il demeure que la loi de puissance est la plus appropriée pour reproduire l'équation 3.18, et elle procure notamment un meilleur collage qu'une loi logarithmique aux figures 5.24 à 5.26. Sans être excellents, les coefficients de corrélation montrés aux figures 5.24 à 5.26 s'avèrent satisfaisants. La plus grande variation de V_w en fonction de η et Q pour les drains de pente de 6% et 12 % explique l'incapacité de la loi de puissance à générer de meilleures corrélations.

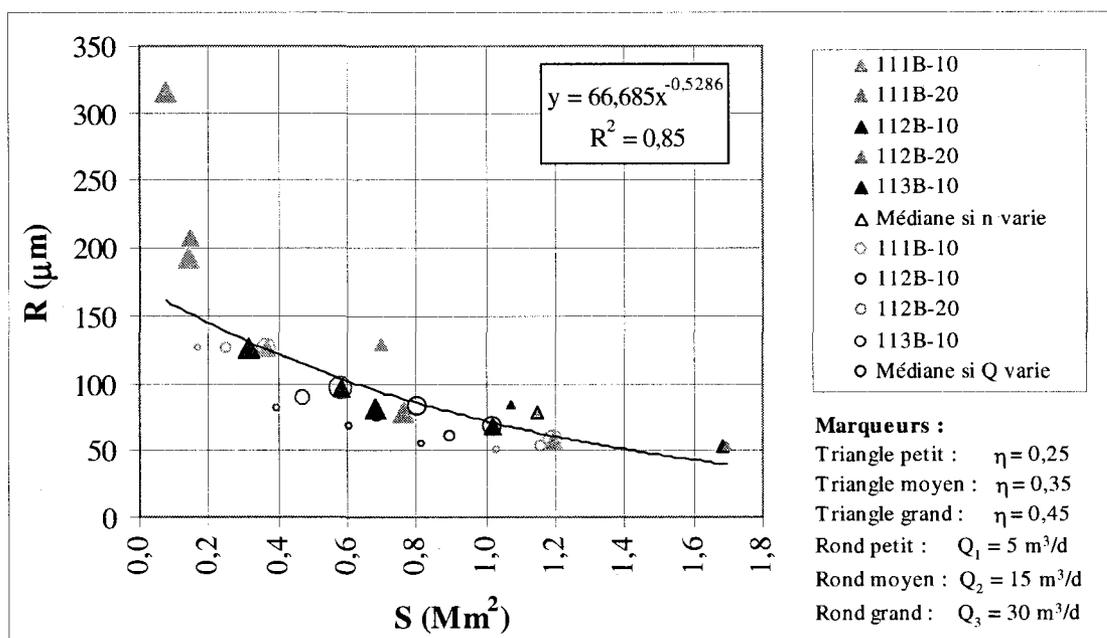


Figure 5.24 : R en fonction de S pour $S_0 = 6\%$ et trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, et trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$.

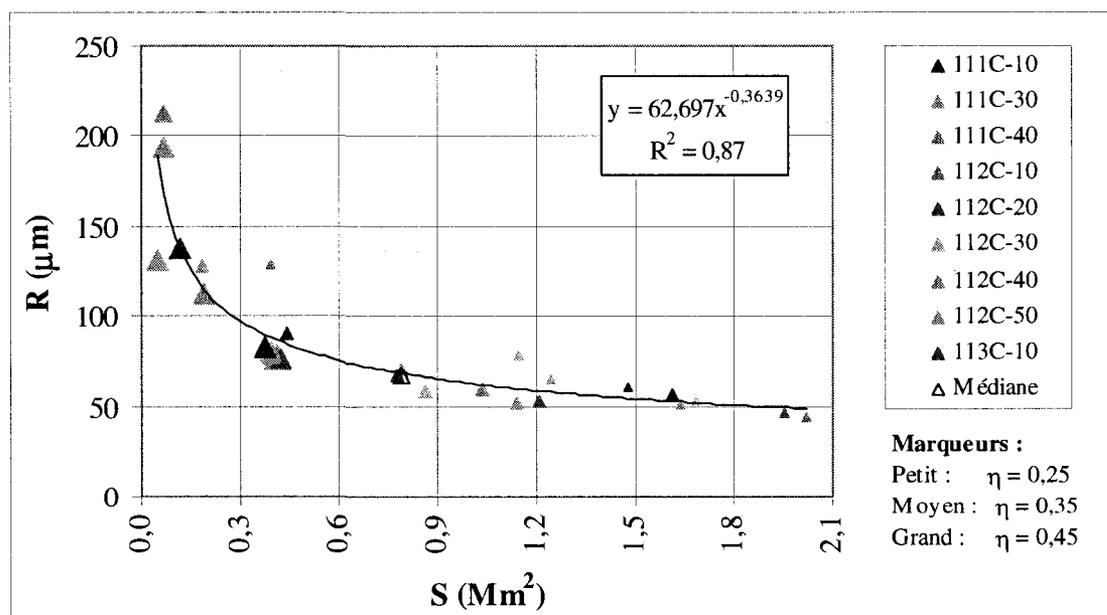


Figure 5.25 : R en fonction de S pour trois valeurs de porosité lorsque $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 12\%$.

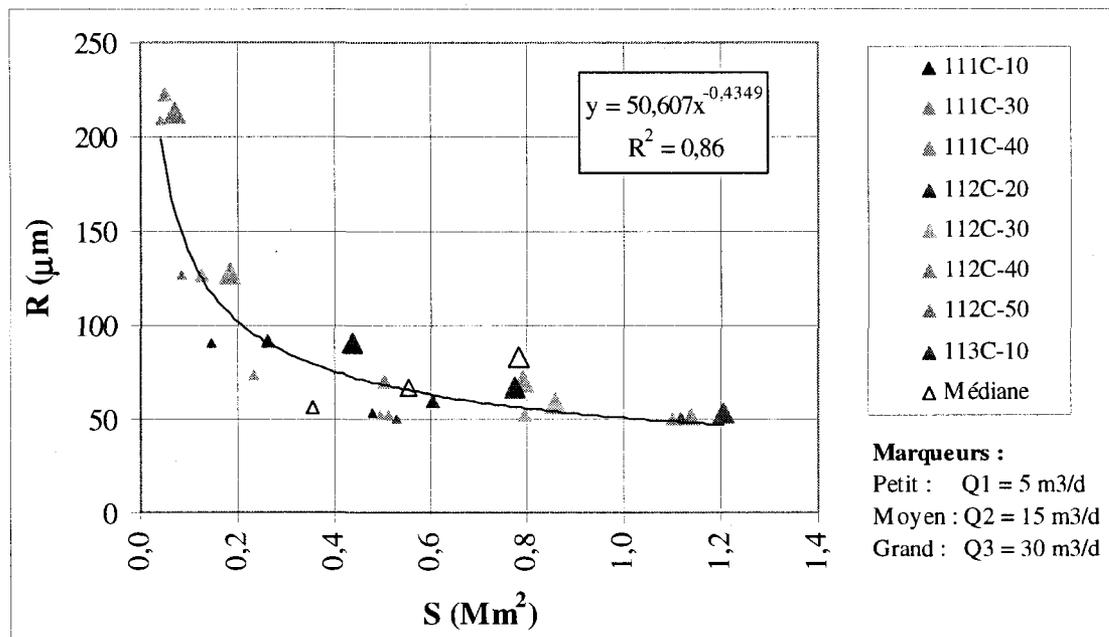


Figure 5.26 : R en fonction de S pour trois valeurs de débit lorsque $\eta = 0,35$ et $S_0 = 12\%$.

5.2.5 Graphiques de $(h_{1,kmax} - z_{1,1})$ et CHU pour chaque configuration

Les figures 5.27, 5.28 et 5.29 permettent d'évaluer, pour chaque configuration, les valeurs de l'écart de charge maximal à la couronne ($h_{1,kmax} - z_{1,1}$) et de la capacité hydraulique de l'écoulement uniforme saturé (CHU) pour le débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

À la figure 5.27, on remarque que pour les configurations où $CHU < Q_3$, une surcharge est générée à l'entrée du drain (valeur positive de l'écart $h_{1,kmax} - z_{1,1}$). Pour prévenir le refoulement du DMA à l'entrée ou en amont du DAC, cette surcharge doit être inférieure à la surcharge ultime de conception $(h - z_{1,1})_{ultime}$ (équation 4.7, section 4.5.4), laquelle est définie à 10 m pour ce projet en s'inspirant du site de Lorraine (voir section 4.5.4). Inversement, dès que $CHU > Q_3$, la charge se retrouve en dessous de l'élévation de la couronne ($z_{1,1}$), et l'écart $(h_{1,kmax} - z_{1,1})$ est alors négatif (figures 5.27, 5.28 et 5.29).

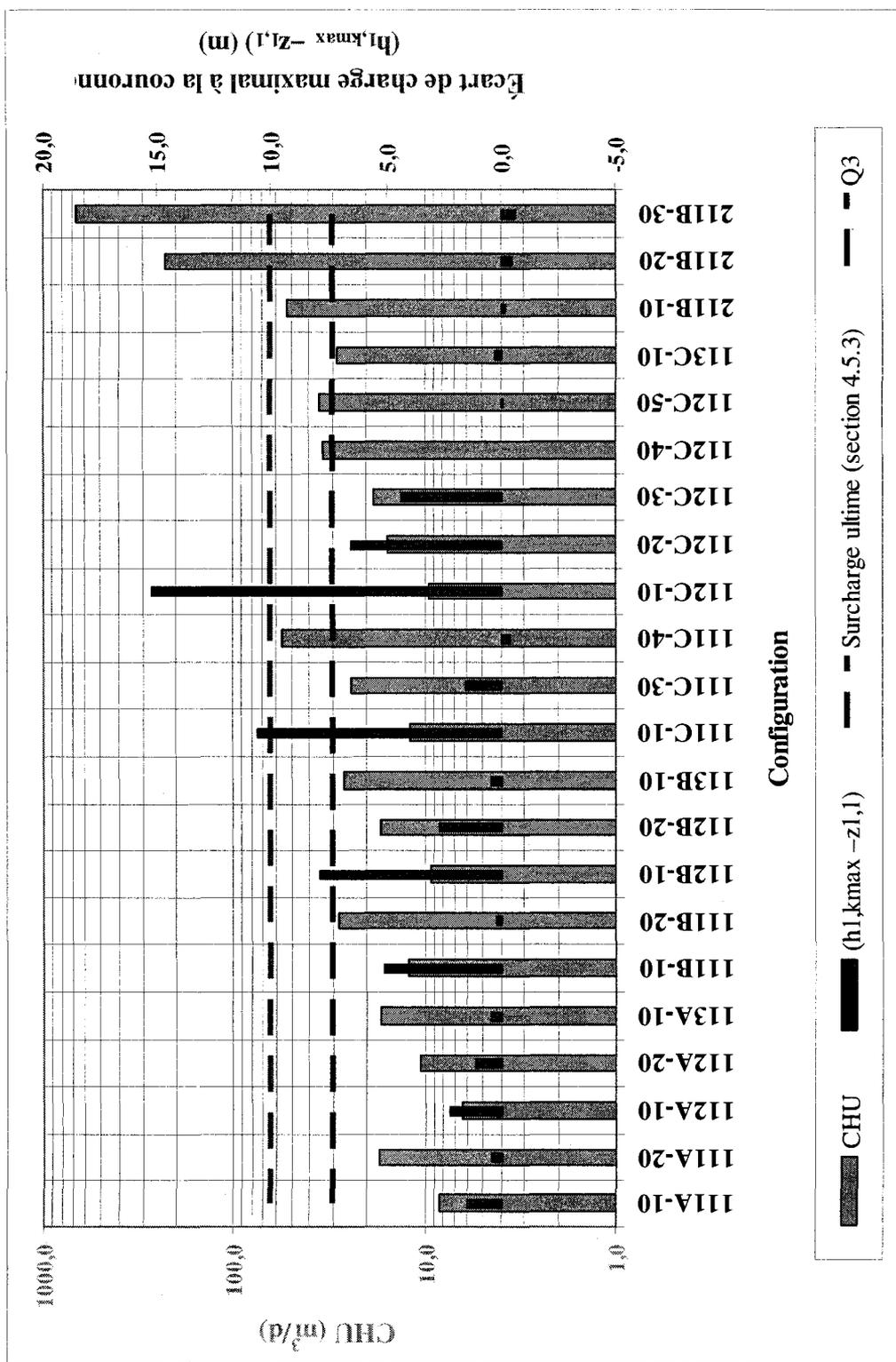


Figure 5.27 : Écart de charge maximal à la couronne et CHU pour chaque configuration ($Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $\eta = 0,25$)

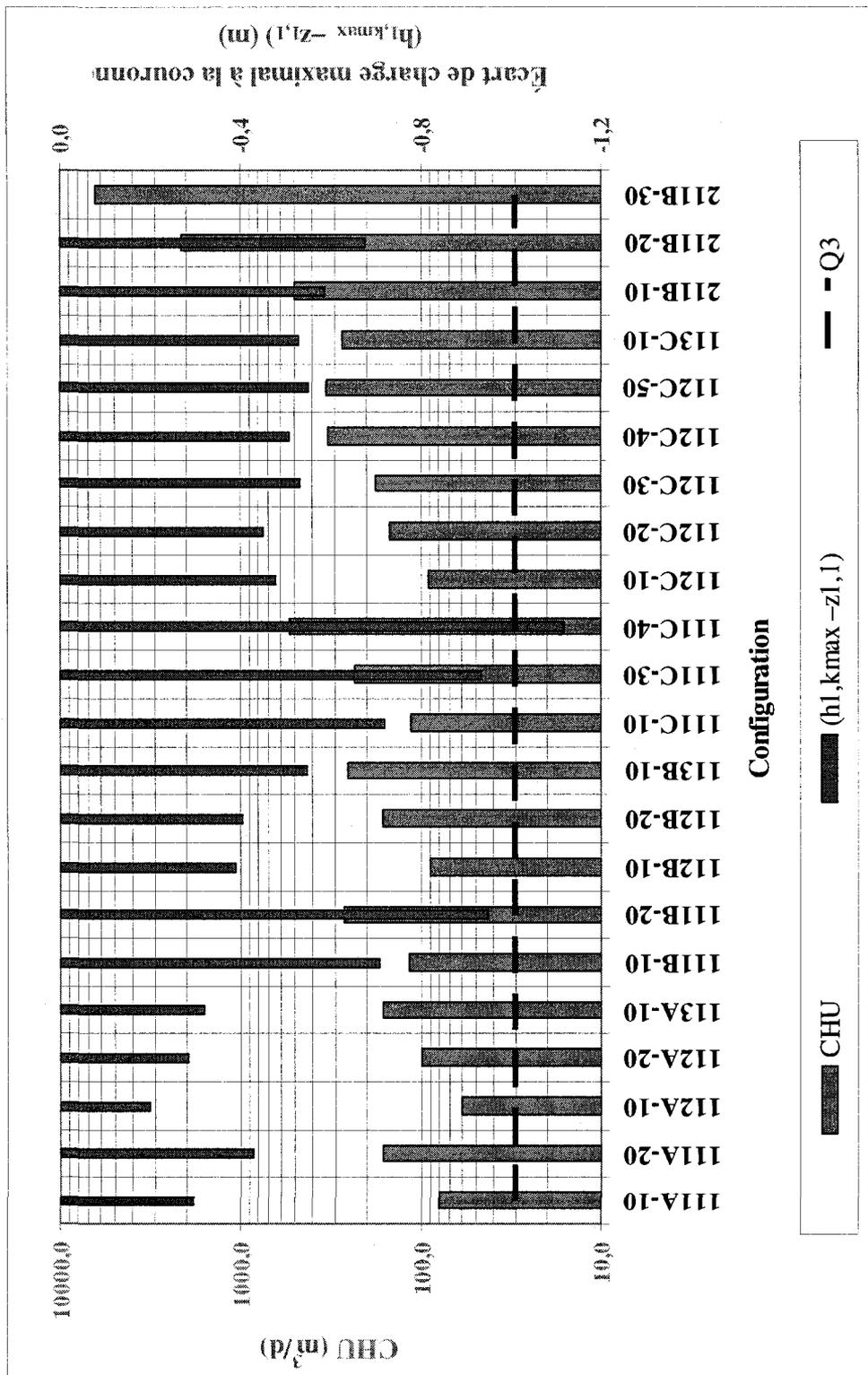


Figure 5.28 : Écart de charge maximal à la couronne et CHU pour chaque configuration ($Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $\eta = 0,35$)

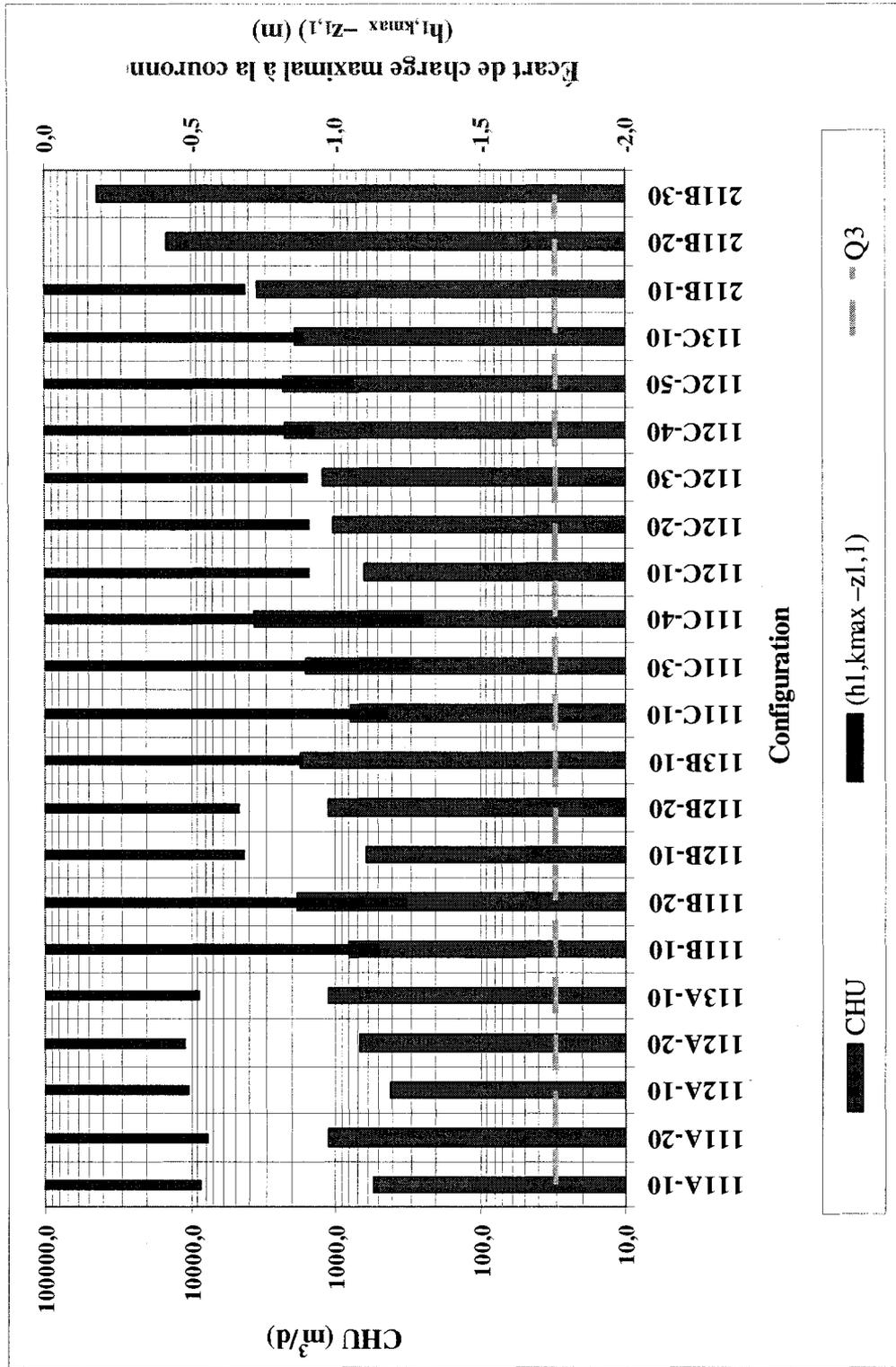


Figure 5.29 : Écart de charge maximal à la couronne et CHU pour chaque configuration ($Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $\eta = 0,45$)

5.2.6 Graphiques de la charge et du nombre de Reynolds

La présente section vise à caractériser les écoulements dans les configurations de drain de géométrie 2. Les profils piézométriques longitudinaux des configurations 211B-10, 211B-20 et 211B-30* sont montrés en annexe aux figures A6.21, A6.23 et A6.25, tel que mentionné à la section 5.2. La figure 5.30 regroupe les profils piézométriques calculés pour les configurations 211B-10, 211B-20, 211B-30 et 211B-30*.

La figure 5.30 montre que les profils de charge de toutes les configurations de géométrie 2 sont à nappe libre, même lorsque $\eta = 0,25$ ou lorsque le débit imposé est $600 \text{ m}^3/\text{d}$ (211B-30*), soit 20 fois plus que le débit Q_3 . Ces drains sont donc extrêmement conducteurs. En s'approchant du déversoir, les profils piézométriques deviennent horizontaux tel qu'indiqué par la zone elliptique.

On a remarqué que tous les écoulements simulés dans les configurations de drain de géométrie 1 sont caractérisés par des nombres de Reynolds Re inférieurs à 10, ce qui constitue généralement la limite de validité de la loi de Darcy décrivant les écoulements en milieux poreux (Lindquist, 1933 ; Rose, 1945a-b). La figure 5.31 permet de vérifier si c'est également le cas dans les configurations de drain de géométrie 2.

Exception faite de l'écoulement de la simulation 211B-1025-Q3, on remarque que les autres écoulements simulés ont des valeurs de Re excédant 10 sur les 45 premiers mètres. Au-delà de 45 m, le profil de nappe devient horizontal et la section radiale aux lignes de courant augmente de superficie. Par l'équation de continuité, on déduit que cela fait diminuer les vitesses d'écoulement, ce qui provoque la diminution des valeurs de Re (équation 3.28) à l'approche de la crête tel que montré à la figure 5.31.

Une discussion sur les conséquences de ces résultats est présentée à la section 5.4.1.2. La section 5.4.1.2 explique notamment la nature et l'utilité des limites de validité de la loi de Darcy et de l'équation de Manning (montrées à la figure 5.31).

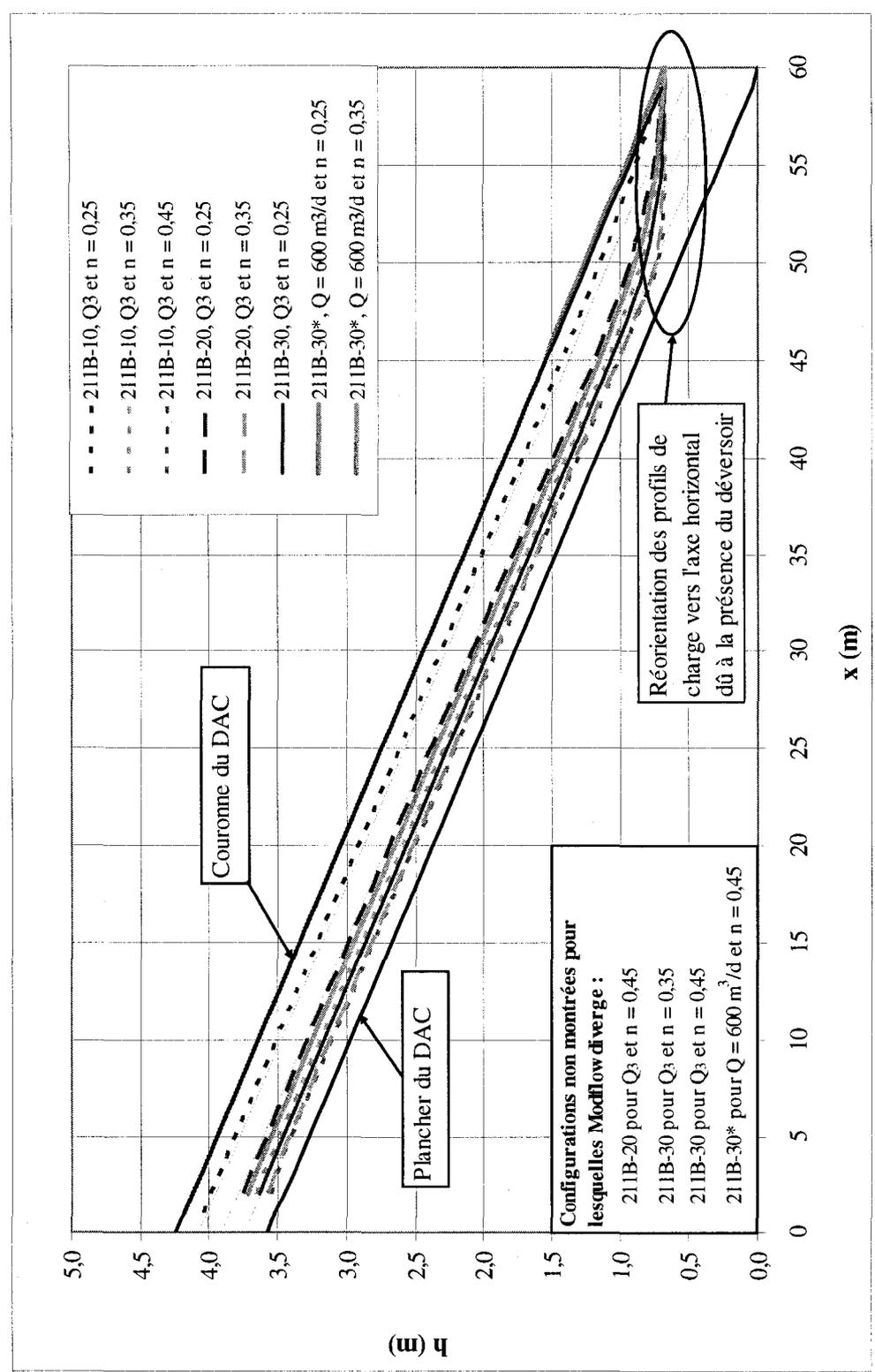


Figure 5.30 : Profils piézométriques longitudinaux pour les configurations de géométrie 2. La porosité a le symbole n sur cette figure.

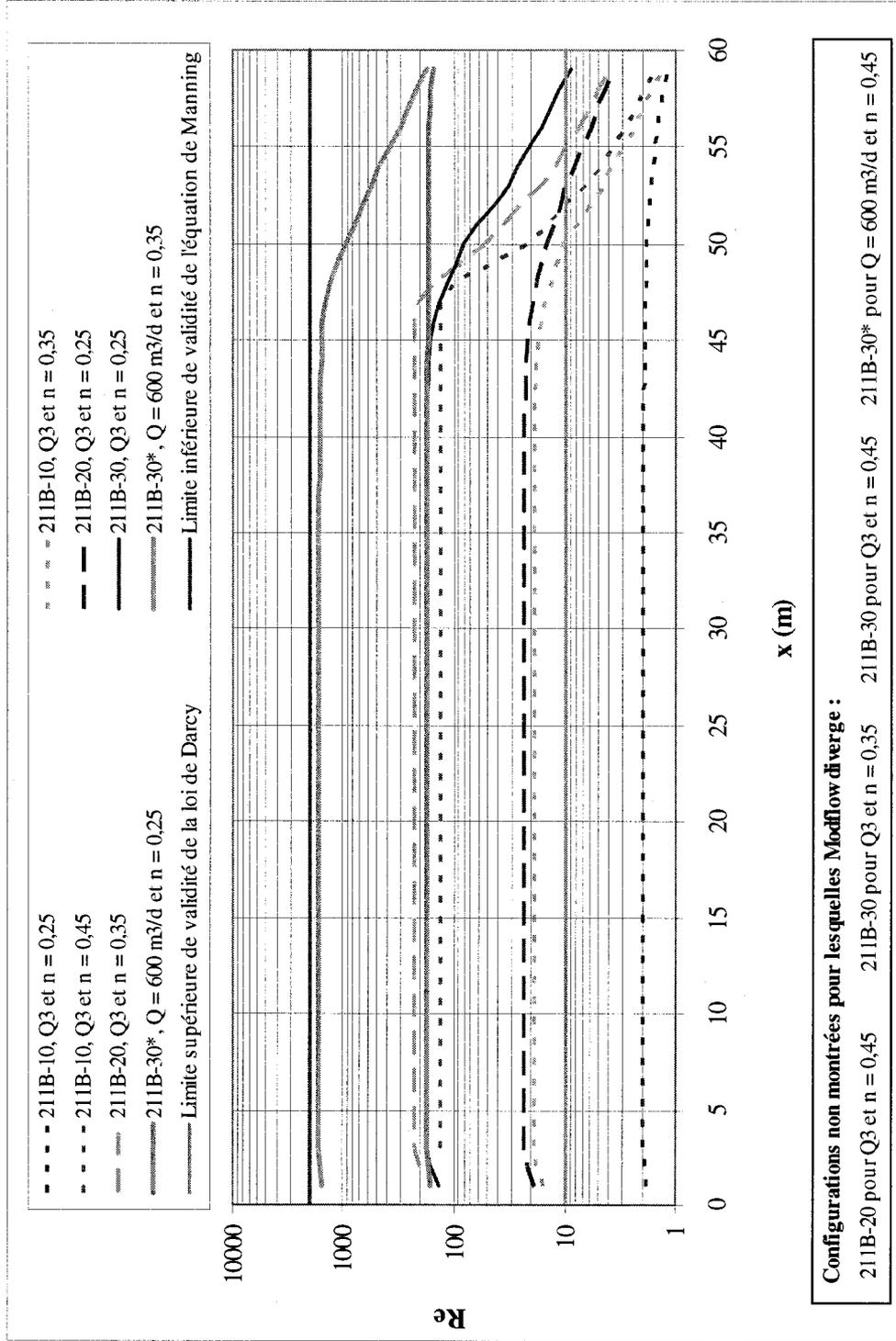


Figure 5.31 : Nombre de Reynolds en fonction de x pour les configurations de géométrie 2. La porosité a le symbole n sur cette figure.

5.3 Résultats de la troisième composante (étude de l'hétérogénéité)

Cette section présente les figures illustrant l'influence de l'hétérogénéité des écoulements sur les variables hydrauliques $t_{ic\ min}$, T_u et $X(T_{20,k\sup})$ (figure 4.15).

5.3.1 Valeurs de T_u pour chaque configuration

Les équations 3.30, 3.31 et 3.32 montrent que la valeurs du temps de résidence utile T_u est fonction du débit circulant dans chaque couche à la position $x = 20\ m$ ($Q_{20,k}$), qui est une estimation du débit total circulant dans le drain à $x = 20\ m$ ($\Sigma Q_{20,k}$). Avant de présenter graphiquement les valeurs de T_u , il est pertinent de vérifier la valeur de $(Q - \Sigma Q_{20,k})/Q$ pour chaque simulation, soit l'écart relatif de l'estimateur $\Sigma Q_{20,k}$ par rapport au débit Q imposé au modèle ($Q = Q_3 = 30\ m^3/d$). La figure 5.32 montre ces écarts.

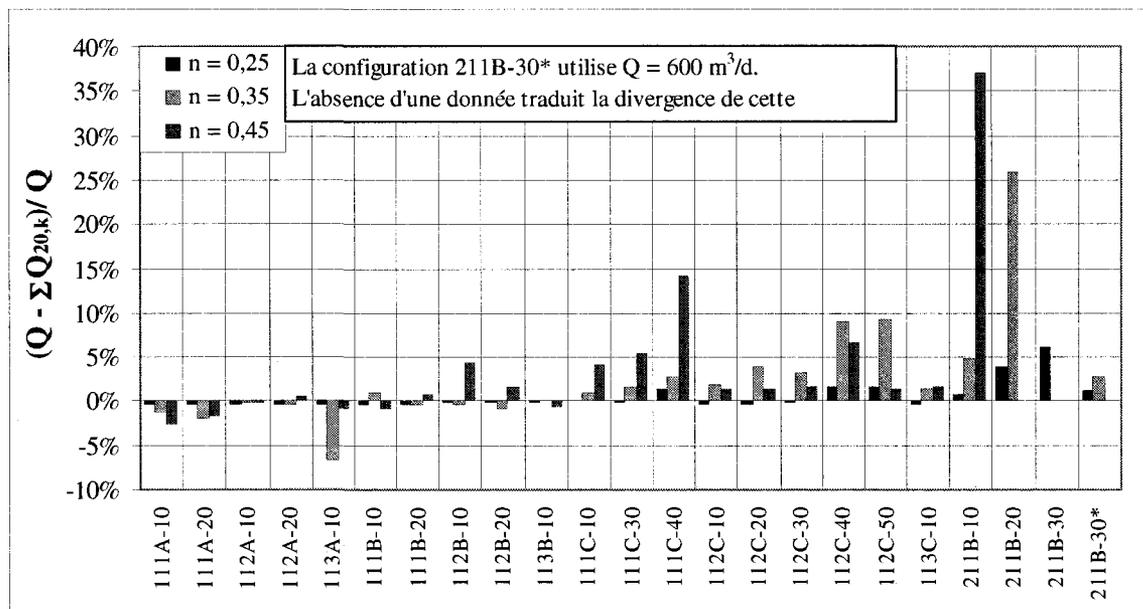


Figure 5.32 : Vérification de l'écart $(Q - \Sigma Q_{20,k})/Q$ pour $Q = Q_3 = 30\ m^3/d$.

On remarque à la figure 5.32 qu'en général, cet écart relatif est faible, soit à moins de 5%. Il est quelque fois appréciable, notamment pour les simulations où l'écart relatif du bilan $(Q_{\text{sortant}} - Q_{\text{entrant}})/Q_{\text{entrant}}$ est non négligeable (voir figure 5.1).

Les tableaux A5.1 à A5.4 (en annexe) présentent les valeurs de T et T_u . Rappelons que le temps de résidence T est calculé avec l'équation 3.10, alors que le temps de résidence utile T_u est calculé avec l'équation 3.32. La comparaison de T et T_u permet d'évaluer l'influence des écoulements de faibles vitesses (générant des valeurs de $t_{lc\ k}$ supérieures au critère $t_{lc\ max\ utile}$) sur le temps de résidence calculé par l'équation usuelle 3.10.

La figure 5.33 présente les valeurs de T et T_u pour chaque simulation des configurations utilisant la géométrie 1. On note que les valeurs de T_u varient selon la pente et selon la configuration (homogène ou hétérogènes à 2 ou 3 granulométries). Pour les configurations homogènes, $T_u \cong T$, ce qui démontre que ces drains n'ont pratiquement pas de zones d'écoulement faiblement actives (si ces zones existent, elles sont d'influence négligeable). Pour les configurations hétérogènes, $T_u < T$, ce qui indique que ces drains ont des zones d'écoulement faiblement actives, et que ces zones ont une influence significative dans le calcul de T .

Une discussion plus approfondie du contenu de la figure 5.33 est présentée à la section 5.4.3.

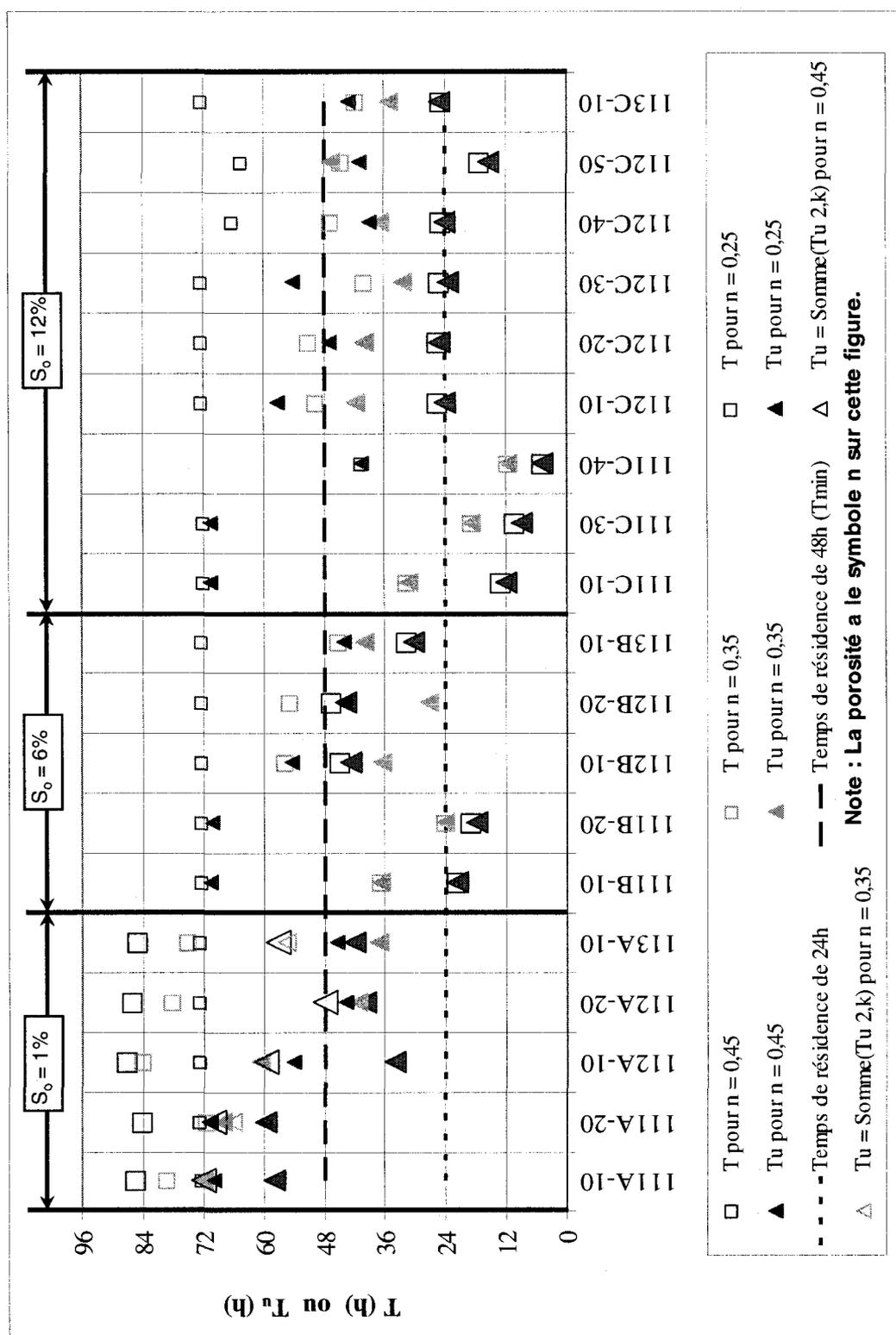


Figure 5.33 : T et T_u en fonction de la porosité η pour toutes les configurations avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

5.3.2 Relation entre $t_{lc \min}$ et $X(T_{u \ 20,k \ sup})$

Les paramètres $t_{lc \ min}$ et $X(T_{u \ 20,k \ sup})$ servent à caractériser l'écoulement circulant dans la couche superficielle du drain. Ces paramètres ont été présentés à la section 3.4. Rappelons que $t_{lc \ min}$ est le temps de parcours de la ligne de courant débutant dans la couche d'écoulement superficiel ; il s'agit du plus court temps de transport de toutes les valeurs de $t_{lc \ k}$, ce pourquoi on qualifie cet écoulement comme préférentiel. $X(T_{u \ 20,k \ sup})$ estime la contribution relative à $x = 20$ m de la couche d'écoulement superficiel au temps de résidence utile. La variable $X(T_{u \ 20,k \ sup})$ évalue donc l'importance relative de l'écoulement préférentiel de durée $t_{lc \ min}$ dans le calcul de T_u .

Les figure 5.34, 5.35 et 5.36 présentent les valeurs de $t_{lc \ min}$ et $X(T_{u \ 20,k \ sup})$ pour trois valeurs de porosité lorsque le débit est fixé à $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

Les configurations de drain présentées à la figure 5.34 ont une pente de 1% et sont homogènes (111A-10 et 111A-20) ou hétérogènes (112A-10, 112A-20 et 113A-10). On remarque que la durée de transport de l'écoulement préférentiel ($t_{lc \ min}$) excède $T_{\min} = 48$ pour les deux configurations homogènes et la configuration hétérogène 112A-10. Pour les 2 autres configurations hétérogènes (112A-20 utilisant 2 granulométries et 113A-10 utilisant 3 granulométries), la durée de transport de l'écoulement préférentiel varie entre 36 et 48 h, selon la valeur de porosité utilisée. En regard du paramètre $X(T_{u \ 20,k \ sup})$, on note que la contribution de l'écoulement préférentiel au temps de résidence utile T_u vaut entre 22% et 34% pour les configurations homogènes et vaut entre 27% et 73% pour les configurations hétérogènes. En résumé, lorsque $S_o = 1\%$, l'écoulement préférentiel a une durée de transport excédant le critère $T_{\min} = 48$ h sauf pour 2 configurations hétérogènes, et pour ces cas l'importance relative de l'écoulement préférentiel sur T_u varie de moyenne à forte (25% à 75%).

À la figure 5.34, on note l'ajout de couples de valeurs ($t_{lc \ min}$, $X(T_{u \ 2,k \ sup})$). L'utilité de ces valeurs est discutée à la section 5.4.2.3.

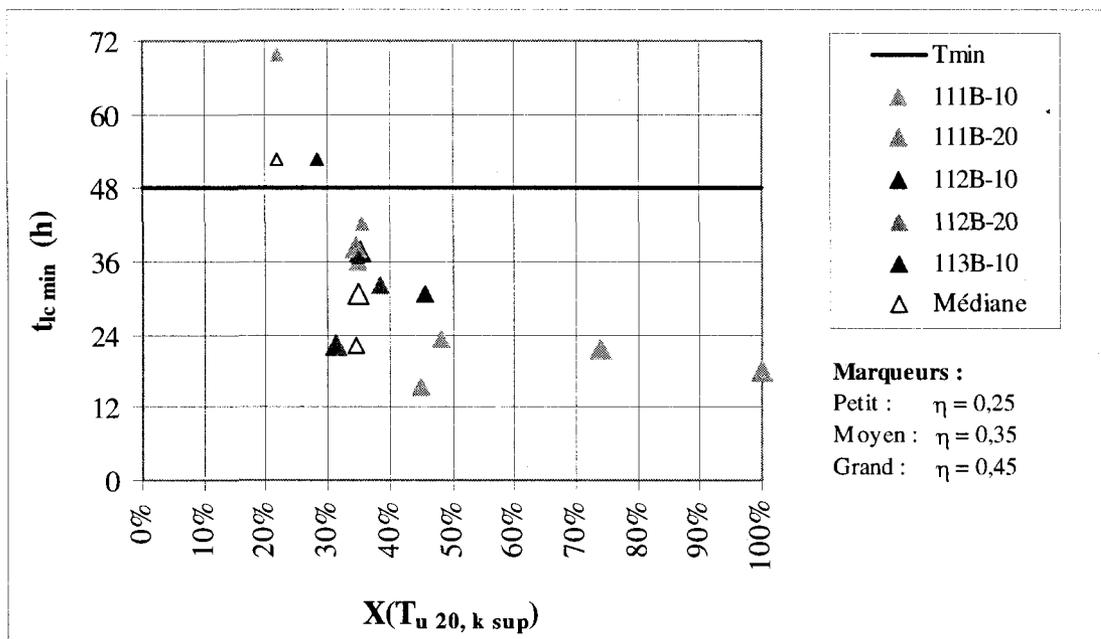


Figure 5.35 : Valeurs de $t_{lc \min}$ en fonction de $X(T_u 20, k \text{ sup})$ pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_o = 6\%$.

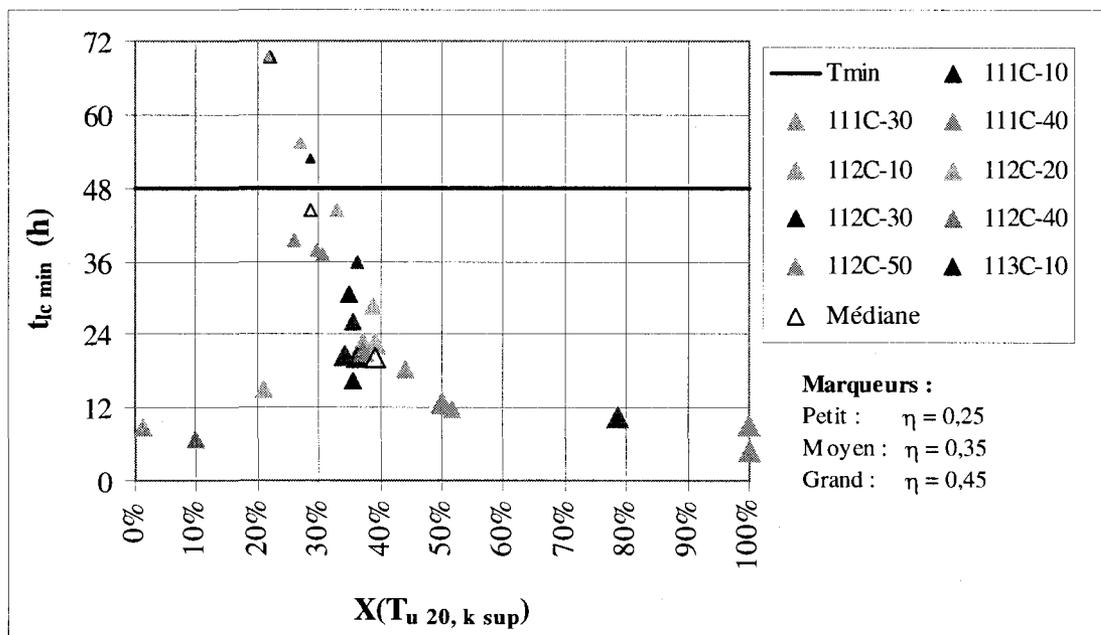


Figure 5.36 : Valeurs de $t_{lc \min}$ en fonction de $X(T_u 20, k \text{ sup})$ pour trois valeurs de porosité avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_o = 12\%$.

Les configurations de drain présentées à la figure 5.36 ont une pente de 12% et sont homogènes (111C-10, 111C-30 et 111C-40) ou hétérogènes (6 autres identifiants dans la légende). On remarque que la durée de transport de l'écoulement préférentiel ($t_{ic\ min}$) est en dessous de $T_{min} = 48$ pour la majorité des simulations illustrées. Si l'on restreint l'analyse à cette majorité de valeurs, on note que pour les 3 configurations homogènes, la durée de transport de l'écoulement préférentiel varie entre 5 et 39 h, et la contribution de l'écoulement préférentiel à T_u représente entre 26% et 100%. Pour les 6 configurations hétérogènes, la durée de transport de l'écoulement préférentiel varie entre 7 et 44 h, et la contribution de l'écoulement préférentiel à T_u représente entre 1% et 50%. En résumé, lorsque $S_o = 12\%$, l'écoulement préférentiel a généralement une durée de transport inférieure au critère $T_{min} = 48$ h ; la durée de transport de l'écoulement préférentiel varie beaucoup indépendamment que les configurations soit homogènes ou hétérogènes, et l'importance relative de l'écoulement préférentiel sur T_u est faible à moyennement forte pour les configurations hétérogènes, et moyenne à très forte pour les configurations homogènes.

5.4 Discussion

5.4.1 Seconde composante (analyse paramétrique)

5.4.1.1 Profils de charge des écoulements

Cette section discute des profils de charge obtenus par simulation, lesquels sont présentés à l'annexe 6. Nous discutons des deux types de géométrie séparément.

Configurations de géométrie 1

La section 4.5.2 a présenté les configurations de drain définies pour l'étude. Chacune est définie par les choix de géométrie (1 ou 2), de pente (1, 6 ou 12%) et d'une ou plusieurs granulométries utilisées (une à trois parmi les dix, figure 4.4 et section 4.5.2). Pour les configurations de géométrie 1, le choix des granulométries de chaque configuration est déterminé pour répondre à deux objectifs. Premièrement, les granulométries sont choisies de manière à ce que les configurations génèrent autant que possible des écoulements en charge, lesquels sont souhaitables pour favoriser la condition anoxie. Les surcharges engendrées doivent néanmoins demeurer modérées (de l'ordre de quelques mètres) pour éviter de provoquer l'apparition de fuites ou le refoulement du DMA (section 4.5.4). Deuxièmement, les granulométries sont choisies afin que les comportements hydrauliques des 19 configurations à l'étude puissent être comparés entre eux en réponse à la variation de Q , η , K , S_m et S_o . Pour ce faire, la procédure suivante a été utilisée. On a considéré que la présence d'un certain régime d'écoulement commun à toutes les configurations en réponse à un certain couple (Q , η) pouvait constituer cette base commune recherchée. Il s'agit du régime d'écoulement uniforme, auquel on ajoute la condition suivante : l'écoulement est pleinement saturé (mais non en charge) pour l'usage d'un certain débit ($Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$) et d'une certaine porosité de référence de valeur élevée (η supérieure à 0,45). Ce choix est valable en considérant que

l'existence d'un écoulement pleinement saturé pour cette valeur élevée de η garantit la présence d'écoulements en charge pour les valeurs inférieures de η étudiées (0,25, 0,35 et 0,45).

Initialement, cette procédure fut exécutée pour une valeur de porosité de 0,50. Or, pour l'ensemble des configurations, les surcharges résultantes s'avèrent alors irréalistes lorsqu'on simule les écoulements pour les porosités à l'étude : les surcharges à l'entrée du drain (équation 4.6) ont des ordres de grandeurs de quelques mètres lorsque $\eta = 0,45$, mais de dizaines de mètres lorsqu'on simule une variation de porosité de 0,45 à 0,35, et de centaines de mètres lorsqu'on simule une variation de porosité de 0,45 à 0,25. Ces valeurs de surcharge associées à $\eta = 0,25$ et 0,35 sont jugées peu réalistes pour un DAC et inacceptables dans cette étude, dans la mesure où l'on souhaite que tous les écoulements résultant de caractéristiques de drain jugées probables tel que défini ($0,25 \leq \eta \leq 0,45$; $5 \text{ m}^3/\text{d} \leq Q \leq 30 \text{ m}^3/\text{d}$) produisent des profils piézométriques viables en pratique (pas démesurément en charge). Or, la valeur de surcharge ultime définie à la section 4.5.4 comme borne supérieure est de 10 m (valeur inspirée du site de Lorraine). La procédure fut donc reprise en abaissant graduellement la valeur de cette porosité de référence par incrément de 0,05. Pour chaque configuration ainsi déduite, on a vérifié l'ampleur des surcharges générées à l'entrée du drain pour les valeurs de porosité du projet, de manière à ce qu'elles n'excèdent pas trop ± 10 m.

Finalement, ces essais ont conduit au choix d'une valeur moyenne de 0,30 comme porosité de référence, soit une valeur plus faible qu'attendu (avec une valeur de 0,35 comme porosité de référence générant un écoulement uniforme, les surcharges à l'entrée du drain sont de plusieurs dizaines de mètres lorsqu'on simule une variation de porosité de 0,35 à 0,25 imposée à ces configurations). Cette porosité de référence de 0,30 a donc guidé les choix de granulométries (figures 4.6 à 4.8). La figure 5.37 présente les profils de charge des simulations 111B-1025-Q3, 111B-1035-Q3 et 111B-1045-Q3. Les résultats de ces simulations ont été présentés au tableau 5.2. On remarque qu'un profil

de charge rose est ajouté aux trois autres profils. Il s'agit du profil de charge résultant de $\eta = 0,30$ (111B-1030-Q3). Les figures impaires de l'annexe 6 (sauf A6.21, A6.23 et A6.25) présentent les profils de charges résultant de $\eta = 0,30$ (en rose), en plus des trois valeurs étudiées (0,25, 0,35 et 0,45). La figure 5.37 est tirée de l'annexe 6 ; il s'agit de la figure A6.11.

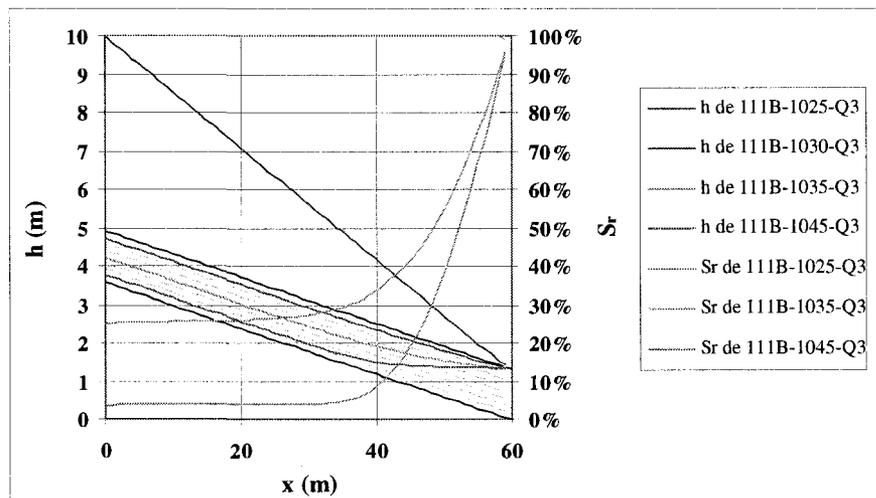


Figure 5.37 : Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de η pour la configuration 111B-10

L'analyse de la figure 5.37 et des figures impaires de l'annexe 6 (sauf A6.21, A6.23 et A6.25) montre qu'en général, l'écoulement résultant de $\eta = 0,30$ n'est pas pleinement saturé ni parfaitement uniforme (surtout près de la sortie du drain). De fait, à l'exception des simulations 112B-1030-Q3 et 112C-1030-Q3, le profil de charge associé à $\eta = 0,30$ n'est pas linéaire et parallèle avec au profil d'élévation de la couronne du drain. Ceci découle du choix de granulométries disponibles (figures 4.4 et 4.5) : pour certaines granulométries ou certains agencements de granulométries, le profil piézométrique est soit légèrement à nappe libre, soit légèrement en charge. La figure 5.37 montre également la présence d'une surcharge d'environ 5 m pour la simulation 111B-1025-Q3, ce qui correspond à la valeur de l'écart ($h_{1,kmax} - z_{1,1} = 5,1$ m) présentée au tableau 5.2.

Les figures impaires de l'annexe 6 montrent que pour les trois valeurs de porosité étudiées, les profils de charge varient de façon significative. On note que 16 des 19 profils piézométriques associés à $\eta = 0,25$ sont en charge. Les configurations 111C-40, 112C-40 et 112C-50 ne le sont pas. Les écoulements associés à toutes les configurations soumises à $\eta = 0,35$ et $0,45$ ne sont pas en charge.

Les figures 5.27 à 5.29 complètent ces résultats en présentant les valeurs de l'écart de charge maximum à la couronne (équation 4.6). Pour $\eta = 0,25$, la surcharge à l'entrée du drain ($[h_{1,kmax} - z_{1,1}]$ positif) varie de quelques décimètres à 15 m (figure 5.27). Pour les configurations 111C-40, 112C-40 et 112C-50, le déficit de charge à l'entrée du drain ($[h_{1,kmax} - z_{1,1}]$ négatif) se limite à quelques centimètres. Pour $\eta = 0,35$ et $0,45$, le déficit de charge augmente, et ce d'autant plus que la pente est forte (figures 5.28 et 5.29). Pour $\eta = 0,35$ ce déficit à l'entrée du drain varie de 0,20 m (112A-10) à 1,12 m (111C-40) ; pour $\eta = 0,45$, il varie de 0,48 m (112-A20) à 1,30 m (111C-40). En regard de l'épaisseur B du drain de 1,33 m (tableau 4.1), ces déficits de charge varient de faibles à substantiels. Les volumes non saturés associés à ces déficits de charge sont en effet importants, en raison de la forme triangulaire inversée de la section de drain. Les figures A3.1 montrent que l'aire des couches constituant la moitié inférieure de l'épaisseur de drain (couches 5 à 8) ne constituent qu'environ 30% de la section totale. En plus de présenter les profils piézométriques, les figures du haut des pages de l'annexe 6 présentent l'évolution longitudinale de S_r . Ces figures illustrent les chutes marquées de S_r associées aux déficits de charge des couches supérieures.

Enfin, les figures 5.27 à 5.29 montrées précédemment présentent également les valeurs de la capacité hydraulique de l'écoulement uniforme saturé (CHU). La valeur de CHU augmente en fonction de S_o , A et η (équation 4.9). Un écart (CHU - Q_3) positif représente la capacité hydraulique inexploitée du drain associée au V_v non saturé. Un écart (CHU - Q_3) négatif représente la capacité hydraulique résultant de la mise en charge du drain.

Configurations de géométrie 2

Pour les configurations de géométrie 2 (211B-10, 211B-20 et 211B-30), des granulométries grossières homogènes (figure 4.4 et 4.7) sont choisies afin de reproduire celles couramment utilisées dans les DAC installés en Amérique du nord depuis les années 1990 (Bernier et al., 2001 ; Cravotta et Watzlaf, 2002).

Les figures A6.21, A6.23 et A6.25 montrent que les profils piézométriques simulés ne sont pas en charge, peu importe les valeurs de η étudiées. Les figures 5.27 à 5.29 montrent pour leur part que les valeurs de CHU des configurations de géométrie 2 sont particulièrement fortes, ce qui s'explique principalement en raison de leurs valeurs élevées de K (tableau A4.4). Pour les simulations 111B-1025-Q3 et 211B-2025-Q3, les valeurs de CHU (53 et 225 m³/d) excèdent 30 m³/d et génèrent donc respectivement des écoulements moyennement et fortement désaturés (figures A6.21 et A6.23). La configuration 211B-30 est constituée de la granulométrie 1 et d'une pente de 6%, lesquelles ont été choisies afin de reproduire les caractéristiques générales du drain Dol-1 au site de Lorraine. La valeur de CHU de 211B-3025 est de 676 m³/d. La simulation 211B-3025-Q3 fait donc circuler un débit plus de vingt fois inférieur à la valeur de CHU du drain. Le profil d'écoulement résultant est cohérent, le drain étant fortement désaturé ($S_r = 11\%$). À l'inverse, la simulation 211B-3025-Q4 (où $Q_4 = 600$ m³/d) produit un écoulement presque saturé ($S_r = 88\%$), du fait que (CHU - Q_4) est faible (figure A6.25).

Les résultats de la simulation 211B-3025-Q3 suggèrent que le drain Dol-1 du site de Lorraine est probablement en grande partie désaturé si la porosité moyenne dans le drain est égale ou supérieure à 0,25 et le débit est de 30 m³/d. Dans les faits, il est difficile d'évaluer la porosité dans les drains, d'autant plus que Dol-1 contiendrait des précipités de métaux (St-Arnault et al., 2005). Ces auteurs ont aussi constaté que le drain Dol-1 était partiellement désaturé au moment où ils l'ont fait excaver.

Le constat précédent touche les trois configurations de géométrie 2, car leurs valeurs élevées de CHU indiquent qu'elles échouent toutes à générer des écoulements en charge en réponse à Q_3 . Ceci est important dans la mesure où les valeurs employées pour Q et les paramètres définissant CHU (S_o , K et A) pour ces trois configurations sont assez représentatives de celles rencontrées en pratique pour la conception de petits DAC (Cravotta et Watzlaf, 2002). Plusieurs des drains existants caractérisés par de fortes granulométries (D_{50} de quelques centimètres) et par $S_o \geq 6\%$, $Q \leq Q_3$, $A \geq 1,67 \text{ m}^2$ et sont donc probablement partiellement désaturés, contrairement aux recommandations de certains auteurs (Cravotta, 2003 ; Cravotta et al., 2004 ; Maqsood et al., 2007). Pour ces valeurs de S_o , Q et A , l'emploi de granulats très grossiers constitue la pratique usuelle nuisant le plus à la présence d'écoulements en charge. À défaut d'avoir des valeurs de porosité moyenne inférieures au seuil modélisé de 0,25 (ce qui s'avère peu probable, réf. section 4.3), les valeurs de K correspondantes s'avèrent en effet très fortes (voir les valeurs de K_{KCM} aux trois premières lignes du tableau 4.6) et font chuter S_r (figures A6.21, A6.23 et A6.25). Le choix de la taille des grains du granulat n'influence plus le profil de charge dans le cas où le drain peut être installé de manière à être continuellement en charge, par la mise en place du drain horizontale ou selon une faible pente, ou par la rehausse du point de sortie du DMA (réf. section 3.1).

Comme dernière observation concernant la famille de configurations 211B, mentionnons l'incapacité de Visual Modflow à converger vers des écoulements au profil de charge stabilisé pour les simulations 211B-2045-Q3, 211B-3035-Q3, 211B-3045-Q3 et 211B-3045-Q4. La section suivante traite des raisons possibles expliquant ces divergences du code.

5.4.1.2 Analyse du régime hydraulique des configurations de géométrie 2

La figure 5.30 regroupe les profils de charge obtenus par simulation pour les drains de la famille 211B constitués des granulométries 1, 2 et 3. Les profils sont tous à nappe libre

peu importe la valeur de η étudiée. Même pour les simulations 211B-30* recevant un débit imposé de $600 \text{ m}^3/\text{d}$ (vingt fois supérieur à Q_3), le profil demeure à nappe libre.

On note que le code Visual Modflow diverge pour certaines configurations (voir l'encadré à la figure 5.30). Ces cas de divergence du code pourraient être liés à des caractéristiques du solveur, tel l'usage de critères de convergence non adaptés au problème ou l'utilisation d'un pas de temps inapproprié. La divergence de ces simulations pourrait également être liée à des caractéristiques propres de la simulation, comme l'influence de certaines conditions frontières. On n'a pas pu résoudre ces problèmes de convergence dans le cadre de cette étude.

Pour les profils de charge à nappe libre montrés à la figure 5.30, il est intéressant d'analyser les valeurs du nombre de Reynolds correspondantes, ce que présente la figure 5.31. La loi de Darcy (équation 3.21) est valide lorsque l'écoulement est caractérisé par une prédominance des forces de viscosité sur les forces d'énergie cinétique. Lindquist (1933) et Rose (1945a-b) ont montré que cette condition est rencontrée pour Re variant de 1 à 10. La figure 5.31 montre que la majorité des écoulements simulés ont des valeurs de Re supérieures à 10. Visual Modflow parvient tout de même à faire converger ces simulations. Il est à noter que la valeur de Re définissant si l'usage de la loi de Darcy est valide ou non devient moins représentative au-delà de 10, puisque Re est justement calculé avec v , la vitesse de Darcy (équation 3.28).

La figure 5.31 montre également que la moitié des écoulements simulés ont des valeurs de Re comprises entre 60 et 600, soit l'intervalle de valeurs délimitant le régime turbulent dans un milieu poreux (Schneebeli, 1955 ; Hubbert, 1956). Enfin, la simulation 211B-30* avec $\eta = 0,35$ a des valeurs de Re tout juste sous la limite inférieure de validité ($Re = 2000$) de l'équation de Manning ($v = (R^{2/3} S_o^{1/2}) / n$) décrivant les écoulements rugueux à surface libre dans des canaux non remblayés.

Ces observations suggèrent qu'en réponse à $Q = 30$ et $600 \text{ m}^3/\text{d}$, l'usage de granulométries grossières (1, 2 et 3) nuit à la prédominance des forces de viscosité sur les forces d'inertie. Ceci conduirait à invalider l'usage de la loi de Darcy, et à presque valider l'usage de l'équation de Manning lorsque $Q = 600 \text{ m}^3/\text{d}$, laquelle est pourtant inapplicable aux milieux poreux.

Il serait intéressant d'évaluer si le code Modflow prend en compte (même partiellement) certaines limites des différents régimes d'écoulement précités. Ces vérifications permettraient de comprendre si le dépassement de certaines de ces limites peut causer la divergence des simulations énumérées aux encadrés des figures 5.30 et 5.31. Par ailleurs, notons que pour les configurations de géométrie 1, les nombres de Reynolds sont toujours inférieurs à 10 et respectent donc formellement la loi de Darcy.

Sur la base des résultats des simulations de la famille de configuration 211B, il convient de reconnaître que les drains remplis de granulométries très grossières (No. 1, 2 et 3, figure 4.4) et construits selon des géométries typiques de celles recommandées dans la littérature (e.g. Cravotta et Watzlaf, 2002) s'avèrent non saturés si la pente moyenne est $S_o \cong 6\%$, même lorsque le débit s'avère très élevé (voir profils de charge de la configuration 211B-30*, figure 5.30). Ce constat suggère que la recommandation d'employer des granulométries grossières (Faulkner et Skousen, 1994 ; Hedin et al., 1994 ; Kilborn, 1999, Younger et al., 2002 ; Bernier, 2002 ; Laine et Jarvis, 2003) est conditionnelle à l'existence de conditions mettant en charge le drain de façon continue (soit par la mise en place du drain horizontale ou selon une faible pente $S_o \cong 1\%$, soit par la rehausse du point de sortie du DMA ou par une construction par pallier).

5.4.1.3 Analyse de T , $t_{lc \text{ min}}$ et S en fonction des critères de conception

Les figures 5.5 et 5.6 déjà introduites permettent de comparer les valeurs des paramètres T , $t_{lc \text{ min}}$ et S pour l'ensemble des configurations. Nous discutons dans l'ordre des configurations de géométrie 1, puis de celles de géométrie 2.

Configurations de géométrie 1

Nous débutons par l'analyse de T . En regard au critère $T_{\min} = 48 \text{ h}$, la figure 5.5 montre qu'en réponse au débit Q_3 , toutes les configurations rencontrent ce critère ($T \geq T_{\min}$) lorsque $\eta = 0,25$, à l'exception de la configuration homogène 111C-40 ($T = 39,6 \text{ h}$). Lorsque $\eta = 0,35$, les configurations de pente de 1% rencontrent également ce critère, alors que seulement certaines configuration hétérogènes ayant des pentes de 6% et 12% le rencontrent. Enfin, lorsque $\eta = 0,45$, les configurations de pente de 1% rencontrent encore ce critère, alors qu'aucune ayant des pentes de 6% et 12% ne le rencontre. Pour les cas où $\eta = 0,35$ et $T < T_{\min}$, T demeure supérieur à 24 h pour toutes les configurations de pente de 6%, ainsi que pour celles de pente de 12% à l'exception de 111C-30 (18,8 h) et 111C-40 (11,8 h). Pour les cas où $\eta = 0,45$ et $T < T_{\min}$, T demeure supérieur à 24 h pour les configurations de pente de 6% à l'exception de 111B-10 (21,6 h) et 111B-20 (18,8 h), et pour celles de pente de 12% à l'exception de 111C-10 (13,0 h), 111C-30 (10,5 h), 111C-40 (4,9 h) et 112C-50 (17,1 h).

La figure 5.6 montre quant à elle qu'en réponse à $\eta = 0,35$, toutes les configurations rencontrent le critère $T_{\min} = 48 \text{ h}$ lorsque le débit est Q_1 , à l'exception de la configuration homogène 111C-40 ($T = 42,9 \text{ h}$). Lorsque le débit est Q_2 , les configurations de pente de 1% et de 6% rencontrent également ce critère, ainsi que celles de pente de 12% à l'exception de 111C-10 (38,1 h), 111C-30 (24,0 h) et 111C-40 (18,2 h). Enfin, pour le débit Q_3 , les mêmes observations mentionnées concernant la figure 5.5 s'appliquent. Les figures 5.5 et 5.6 montrent donc qu'en général, le critère $T \geq T_{\min}$ devient difficile à

rencontrer lorsque S_o , η et Q augmentent. Pour $S_o = 1\%$, toutes les configurations rencontrent ce critère, peu importe les valeurs discrètes de η et Q employées. Ce n'est pas le cas pour les configurations de pentes de 6% et 12%. On note également que les valeurs de T des configurations homogènes sont généralement plus faibles comparativement à celles des configurations hétérogènes.

Concernant le paramètre $t_{lc \min}$, la figure 5.5 montre qu'en réponse au débit Q_3 , environ la moitié des configurations ont une valeur de $t_{lc \min} \geq T_{\min}$ lorsque $\eta = 0,25$. Lorsque η égale 0,35 et 0,45, la majorité des cinq configurations de pente de 1% ont une valeur de $t_{lc \min} \geq T_{\min}$, alors qu'aucune configuration de pente de 6% et de 12% ne rencontre cet objectif. La figure 5.6 montre quant à elle qu'en réponse à $\eta = 0,35$, toutes les configurations ont une valeur de $t_{lc \min} \geq T_{\min}$ lorsque le débit est Q_1 , à l'exception des configurations homogènes 111C-30 (38,0 h) et 111C-40 (27,0 h). Lorsque le débit est Q_2 , les configurations de pente de 1% rencontrent également cet objectif, alors que la moitié de celles de pente de 6% le rencontrent et qu'aucune de celles de pente de 12% le rencontre à l'exception de 112C-50 (52,5 h). Enfin, pour le débit Q_3 , les mêmes observations mentionnées concernant la figure 5.5 s'appliquent. Les figures 5.5 et 5.6 montrent donc qu'en général, l'objectif souhaitable $t_{lc \min} \geq T_{\min}$ devient difficile à rencontrer lorsque S_o , η et Q augmentent. On note également que les valeurs de $t_{lc \min}$ des configurations homogènes sont généralement plus grandes comparativement à celles des configurations hétérogènes.

Concernant le paramètre S , il est souhaitable de maximiser sa valeur (figure 4.15). À la figure 5.5 (Q_3 fixé), on voit que pour l'ensemble des configurations, S varie de moins d'un ordre de grandeur lorsque $\eta = 0,25$ (0,37 à 2,02 Mm^2) et d'un ordre de grandeur lorsque $\eta = 0,35$ (0,07 à 1,20 Mm^2) et lorsque $\eta = 0,45$ (0,05 à 0,76 Mm^2). Pour chaque groupe de configurations de même pente, les deux configurations ayant les plus fortes valeurs de S sont hétérogènes à 2 granulométries, et ce peu importe la porosité. Inversement, les deux configurations ayant les plus faibles valeurs de S sont homogènes,

et ce peu importe la porosité, sauf pour les groupes de configurations de $S_o = 1\%$ et 6% lorsque η égale 0,25, où dans ces cas la seconde plus faible valeur de S provient d'une configuration hétérogène à 3 granulométries. Lorsque $S_o = 1\%$ et 6% avec $\eta = 0,25$, les configurations ayant la troisième plus faible valeur de S sont homogènes et leurs valeur de S sont respectivement 2% et 7% supérieures seulement aux secondes plus faibles valeurs de S . La figure 5.5 montre donc que S diminue rapidement lorsque η augmente et qu'en général, les configurations hétérogènes génèrent des valeurs de S semblables ou supérieures à celles homogènes. La figure 5.6 montre quant à elle que S augmente avec Q , et qu'en général, les configurations hétérogènes génèrent des valeurs de S semblables ou supérieures. Rappelons en terminant que la rehausse forcée du niveau du DMA à la sortie du drain constitue une alternative intéressante pour favoriser la surface de contact dans le cas où une faible pente S_o ne peut être employée.

Configurations de géométrie 2

La géométrie 2 offre une aire de section de drain près de quatre fois inférieure à celle de la géométrie 1 (tableau 4.1). Les valeurs de K des configurations 211B-10, 211B-20 et 211B-30 sont par ailleurs supérieures de un à deux ordres de grandeur à celles composant les configurations homogènes de géométrie 1 partageant la même pente de 6% (111B-10, 111B-20 ; voir tableaux A4.2 et A4.4). L'absence de valeurs de T , $t_{lc \min}$ et S aux figures 5.5 et 5.6 résulte de l'incapacité du code Modflow à converger vers des solutions d'écoulement permanent pour les conditions imposées. Des hypothèses furent énoncées à la section 5.4.1.2 pour tenter d'expliquer ce comportement du code.

On constate que les configurations de la famille 211B ont des valeurs de T et $t_{lc \min}$ nettement inférieures à T_{\min} . Leurs valeurs de S se situent par ailleurs 1 à 2 ordres de grandeur sous celles des configurations 111B-10 et 111B-20, alors que l'écart relatif entre les valeurs de S_m des granulométries de ces groupes de configurations de géométries différentes est de un ordre de grandeur (tableau 4.5). Tel que discuté aux deux sections précédentes, les fortes valeurs de K caractérisant la famille de

configurations 211B rendent ces drains extrêmement conducteurs (résultant en de faibles valeurs de T) et par conséquent faiblement saturés (faibles valeurs de S_r et S). La faible valeur de T ($\cong 2$ h) obtenue pour la configuration T211-30 simulant le drain Dol-1 est cohérente avec la faible valeur de T ($\ll 15$ h) qui a été estimée au moyen d'essais de traceurs par Maqsood et al. (2007).

5.4.1.4 Analyse détaillée de T , $t_{lc \min}$ et S en fonction de η , Q et S_o

La section 5.2.2 a présenté les raisons justifiant la mise en graphique de T et $t_{lc \min}$ en fonction de S pour les configurations de géométrie 1. Une description sommaire des tendances observées a également été présentée pour accompagner les figures 5.7 à 5.18.

La présente section est composée de trois parties. Premièrement, on présente davantage en détail les tendances se dégageant des figures 5.7 à 5.12 (T , $t_{lc \min}$ et S en fonction de η). Deuxièmement, nous discutons des résultats lorsque η est variée. Troisièmement, nous discutons des résultats lorsque Q est varié.

Tendances illustrées aux figures 5.7 à 5.12

On remarque à la figure 5.9 la présence de relations quasi-linéaires entre les valeurs de T et S provenant des 5 configurations de drain dont la pente $S_o = 6\%$ et la porosité $\eta = 0,35$ ou $0,45$. Pour le cas où $\eta = 0,25$, les drains sont en charge (voir les figures A6.11, A6.13, A6.15, A6.17 et A6.19) et le volume liquide V_w est donc constant ; en réponse au débit imposé $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, ces 5 drains génèrent (selon l'équation 3.10) un temps de résidence $T \cong 72$ h (figure 5.9). L'absence de relation claire entre T et S lorsque $\eta = 0,25$ s'explique par le fait que la surface de contact varie en fonction des configurations de drain, alors que la valeur de T est quasi-constante. Ces observations concernant la figure 5.9 sont également valables pour les drains de pente $S_o = 12\%$ montrés à la figure 5.11.

Aucune tendance ne se dégage de la figure 5.7 où les valeurs de T et S sont celles de drains de pente $S_0 = 1\%$. Tel que mentionné précédemment, pour cette faible pente il se crée une zone d'accumulation de DMA s'étendant vers l'entrée du drain, de sorte que les profils de charge associés à $\eta = 0,25, 0,35$ et $0,45$ sont peu différents. Conséquemment, le volume liquide V_w varie principalement en fonction de la porosité. En réponse au débit imposé $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$, ces 5 drains génèrent ainsi (par l'équation 3.10) des valeurs de T variant peu lorsque $\eta = 0,35$ et $0,45$, et ne variant pas lorsque $\eta = 0,25$ ($T \cong 72 \text{ h}$ dans ce cas pour les raisons précitées). Toutefois, la surface de contact varie en fonction des configurations de drain, ce qui explique l'absence de tendance claire entre T et S. Concernant la relation $t_{lc \text{ min}} = f(S)$, aucune tendance claire ne se dégage des figures 5.7 à 5.12. En outre, on remarque que l'écart entre T et $t_{lc \text{ min}}$ augmente avec l'emploi de configurations de drain hétérogènes, tel qu'attendu.

On peut déceler aux figures 5.10 et 5.12 la présence de relations quasi-linéaires entre les valeurs de Moy(T) et celles de Moy(S) pour les choix d'échelles employés.

Variation imposée à η

En combinant les équations 3.12, 3.15 et 3.16, on peut déduire la relation entre T et S valide pour un drain composé d'une seule granulométrie, soit :

$$T = 24 e S / (\rho_s Q S_m) \quad (5.1)$$

avec T en heure et S en Mm^2 pour un drain homogène. Étant donné que la relation entre e et η n'est pas linéaire ($e = \eta/(1-\eta)$), la pente de l'équation 5.1, $[24 e / (\rho_s Q S_m)]$, ne varie pas linéairement avec η . De plus, plusieurs configurations sont hétérogènes (équation 5.1 inapplicable).

Les figures 5.9 et 5.11 montrent que T croît en fonction de S pour chaque configuration de pente de 6 ou 12% soumise à la variation de η . La figure 5.7 montre quant à elle que

T diminue plutôt en fonction de S pour chaque configuration de pente de 1% soumise à la variation de η . Plus précisément, T évolue proportionnellement à η sur la figure 5.7 ($S_o = 1\%$), alors que T est inversement proportionnel à η aux figures 5.9 et 5.11 ($S_o = 6\%$ et 12%). Ce comportement hydraulique distinct en fonction de la pente peut s'expliquer par l'analyse des équations 3.4, 3.15 et 3.36. Pour un drain saturé, l'équation 3.4 indique que V_w augmente avec η , et des équations 3.10, 3.15 et 3.36 on conclut que T augmente également avec η . En fait, cette relation de proportionnalité demeure valide pour les configurations de pente de 1% (figure 5.7), bien que $S_r < 100\%$ lorsque $\eta = 0,35$ et $0,45$ (tableau A5.1). Ceci s'explique du fait que pour ces configurations, les résultats de S_r sont tels que $(e S_r)_{\eta=0,25} < (e S_r)_{\eta=0,35} < (e S_r)_{\eta=0,45}$ et par l'équation 3.15, $T_{\eta=0,25} < T_{\eta=0,35} < T_{\eta=0,45}$ dans le cadre de cette étude où M_s est posée constante et où Q est posé constant lorsque η varie.

À l'opposé, pour les configurations de pentes de 6% et 12% (figures 5.9 et 5.11), les valeurs de S_r sont si faibles, lorsque $\eta = 0,35$ et $0,45$, que le produit $(e S_r)$ diminue lorsque η augmente, ce qui fait chuter T en fonction de η . En guise de rappel, le degré de saturation résulte du profil piézométrique, lequel est obtenu par le modèle numérique en utilisant les valeurs de K, qui elles-mêmes dépendent de η .

Tel que vu à la section 4.3, l'incertitude sur la mesure de η d'un granulat calcaire peut être significative, d'autant plus que la dissolution du calcaire dans un drain peut faire varier η (Cravotta, 2003). La figure 5.7 montre que cette incertitude a peu d'influence sur T pour des drains de faible pente (1%) : pour les cinq configurations montrées, l'écart entre $T_{(\eta=0,45)}$ et $T_{(\eta=0,25)}$ est d'au plus 20%. Pour cette faible pente et les caractéristiques du déversoir à l'étude (section 4.2.3.2), le déversoir prolonge le niveau du DMA jusqu'à l'entrée du drain (figures A6.1 à A6.9), ce qui mène à des valeurs de S_r assez élevées peu importe la valeur de η ($S_r \geq 65\%$, tableau A5.1).

Dans le cas des drains de pentes moyenne (6%) et élevée (12%), les figures 5.9 et 5.11 montrent par contre que l'incertitude entachant l'estimation de η influence grandement la valeur de T . Pour les cinq configurations de la figure 5.9, l'écart relatif entre $T_{(\eta = 0,45)}$ et $T_{(\eta = 0,25)}$ varie de 55% à 285%. Pour les neuf configurations de la figure 5.11, ce même écart varie de 168% à 722%. Pour ces pentes, la présence du déversoir prolonge le niveau du DMA de seulement quelques mètres vers l'amont (figures A6.11 à A6.43) et le degré de saturation global du drain est alors fortement influencé par la porosité.

La dispersion des valeurs de T en fonction de η s'accroît ainsi avec S_o , et les drains de faible pente ($\cong 1\%$) avec déversoir s'avèrent donc plus robustes face à l'incertitude entachant η et aux autres facteurs. À défaut de pouvoir mettre en place le drain selon une faible pente, l'usage d'un système forçant la rehausse du DMA à la sortie (e.g. remontée d'une conduite) permet d'accroître la saturation du drain.

Concernant la relation entre S et η , elle est inversement proportionnelle pour toutes les configurations (figures 5.7, 5.9 et 5.11) peu importe la pente, étant donné que le rapport V_w/e inclus dans l'équation 3.16 varie toujours inversement avec η .

En ce qui a trait à la relation entre $t_{lc \min}$ et η , elle n'apparaît pas univoque aux figures 5.7, 5.9 et 5.11. En outre, ces trois figures montrent que l'écart entre T et $t_{lc \min}$ est faible pour les configurations homogènes, et moyen à élevé pour les configurations hétérogènes.

Enfin, en affichant les valeurs moyennes de T , $t_{lc \min}$ et S , les figures 5.8, 5.10 et 5.12 facilitent la comparaison des résultats entre les différentes configurations. On note qu'avec l'accroissement de la pente, les configurations hétérogènes engendrent des valeurs moyennes de T et S supérieures à celles des configurations homogènes. Les valeurs moyennes de $t_{lc \min}$ des configurations hétérogènes s'avèrent semblables ou inférieures à celles des configurations homogènes lorsque $S_o = 1\%$ et 6% , alors qu'elles

sont semblables ou supérieures lorsque $S_o = 12\%$. Le gain de S qu'apporte l'usage d'une configuration hétérogène s'avère important. En témoignent les valeurs élevées de l'écart relatif entre la surface de contact moyenne des configurations hétérogènes et celle moyenne des configurations homogènes : pour $S_o = 1\%$, 6% et 12% , les écarts $S_{\text{moy config hétérogène}} / S_{\text{moy config homogène}}$ sont respectivement de 2,0 ; 2,4 et 3,0.

Variation imposée à Q

Selon l'équation 3.15, pour une porosité fixe (e fixe), la diminution de Q fait augmenter T . Pour cette étude, cette relation entre T et Q s'avère valide pour toutes les configurations peu importe la pente, tel que montré aux figures 5.13, 5.15 et 5.17. Ceci s'explique du fait que pour l'ensemble des configurations, les résultats de S_r sont tels que $(S_r / Q)_{Q=5 \text{ m}^3/\text{d}} > (S_r / Q)_{Q=15 \text{ m}^3/\text{d}} > (S_r / Q)_{Q=30 \text{ m}^3/\text{d}}$ et par l'équation 3.15, $T_{Q=5 \text{ m}^3/\text{d}} > T_{Q=15 \text{ m}^3/\text{d}} > T_{Q=30 \text{ m}^3/\text{d}}$ dans le cadre de cette étude où M_s est posée constante et où η est posée constante lorsque Q est varié.

Concernant la relation entre S et Q , elle est proportionnelle pour toutes les configurations (figures 5.13, 5.15 et 5.17) peu importe la pente, étant donné que le volume liquide V_w faisant partie de l'équation 3.16 croît toujours avec Q .

En ce qui a trait à la relation entre $t_{lc \text{ min}}$ et Q , elle n'est pas univoque aux figures 5.13, 5.15 et 5.17. En outre, ces figures montrent que l'écart entre T et $t_{lc \text{ min}}$ est faible pour les configurations homogènes, et moyen à élevé pour les configurations hétérogènes.

Les figures 5.13, 5.15 et 5.17 montrent que T croît en même temps que S pour chaque configuration soumise à la variation de Q , peu importe la pente. Des droites de tendance linéaire sont tracées pour les points (T, S) aux figures 5.13, 5.15 et 5.17. Pour les pentes de 6% et 12% , on peut voir que la corrélation entre les diverses configurations s'avère

très bonne pour chacun des trois débits étudiés. Pour la pente de 1%, la corrélation est faible à moyenne.

Enfin, les figures 5.14, 5.16 et 5.18 facilitent la comparaison des résultats entre les différentes configurations. Tel qu'observé aux figures 5.8, 5.10 et 5.12, on note qu'avec l'accroissement de la pente, les configurations hétérogènes obtiennent des valeurs de T et S supérieures à celles des configurations homogènes. Les valeurs moyennes de $t_{ic \min}$ des configurations hétérogènes s'avèrent respectivement semblables ou inférieures à celles des configurations homogènes lorsque $S_o = 1\%$, semblables lorsque $S_o = 6\%$, et semblables ou supérieures lorsque $S_o = 12\%$. Concernant le gain de S qu'apporte l'usage d'une configuration hétérogène, il demeure élevé, en particulier pour la pente de 12% où l'écart relatif $S_{\text{moy config hétérogène}} / S_{\text{moy config homogène}}$ est d'environ 6.

5.4.1.5 Analyse de S_r en fonction de S / S_{\max} et de R en fonction de S

Les figures 5.19 à 5.21 portent en graphique S_r en fonction de S/S_{\max} . On peut voir que peu importe la pente, les configurations hétérogènes ont des degrés de saturation égaux ou supérieurs à ceux des configurations homogènes, et des degrés de contact supérieurs à ceux des configurations homogènes. Face à la variabilité de la porosité et du débit, les configurations hétérogènes rencontrent donc mieux les critères de conception $\max(S_r)$ et $\max(S/S_{\max})$ présentés à la figure 4.15.

Les figures 5.23 à 5.26 portent en graphique les valeurs du rayon hydraulique R en fonction de S . On remarque que peu importe la pente, les écoulements simulés dans les configurations homogènes sont caractérisés par des valeurs de S et R respectivement faibles et élevées sur leurs échelles respectives. Pour leur part, les écoulements simulés dans les configurations hétérogènes ont des valeurs de S et R respectivement élevées et faibles, ou moyennes sur leurs échelles respectives. Plus précisément, pour les configurations de pentes de 1% et 6%, les configurations hétérogènes à 3 granulométries

(113A-10 et 113B-10) sont caractérisées par des valeurs moyennes de R et S, et peuvent ainsi représenter un certain compromis entre la capacité hydraulique du drain et sa surface réactive disponible. Lorsque $S_o = 12\%$, ce constat est moins clair : la configuration homogène 111C-10 et celle hétérogène 112C-50 utilisant 2 granulométries offrent également des valeurs moyennes de R et S liées à ce compromis. En général, les critères de conception $\max(R)$ et $\max(S)$ présentés à la figure 4.15 demeurent difficiles à rencontrer simultanément, ce qui reflète l'enjeu du choix de la granulométrie d'un DAC.

5.4.1.6 Résumé de l'analyse de la seconde composante

Nous avons analysé le comportement hydraulique de drains appartenant à deux groupes de géométrie de drain. Les paragraphes ci-dessous résument la démarche employée.

Configurations de géométrie 1

Dix-neuf drains de géométrie 1 (figure 4.1) composent le premier groupe, répartis selon que leur pente est faible (5 drains de pente de 1 %), moyenne (5 drains de pente de 6%) ou forte (9 drains de pente de 12%). Au sein de chacun de ces sous-groupes partageant la même pente, on retrouve des drains de granulométrie homogène et des drains hétérogènes à 2 ou 3 granulométries. Tous sont soumis à des variations jugées probables de la porosité (0,25, 0,35 et 0,45) lorsque le débit est de $30 \text{ m}^3/\text{d}$, et du débit (5, 15 et $30 \text{ m}^3/\text{d}$) lorsque η égale 0,35. Nous constatons d'abord que tous les drains de pente de 1% tirent profit de la présence du déversoir à la sortie, du fait que ce dernier prolonge le niveau du DMA jusqu'à l'entrée du drain. Il en résulte des écoulements aux profils de charge suffisamment élevés pour satisfaire les critères de conception favorisant la production d'alcalinité (figure 4.15) et ce, peu importe la valeur de η et de Q.

Dans le cas des drains de pente de 6% et de 12%, on remarque qu'en général, les drains hétérogènes à l'étude s'avèrent davantage polyvalents (robustes) en regard des variations de η et Q. Conséquemment, ils rencontrent mieux les critères de conception ou s'en

approchent davantage. En effet, leur production d'alcalinité est favorisée (meilleures valeurs de T et S), leurs volume et surface disponibles sont utilisés plus efficacement (meilleures valeurs de S_r et S/S_{max}) et certains d'entre eux (notamment les drains hétérogènes à 3 granulométries) rencontrent assez bien le compromis à faire entre offrir une bonne capacité hydraulique et assurer une surface de contact acceptable (meilleur compromis entre R et S). Néanmoins, les configurations de drain hétérogènes ont des valeurs de $t_{lc \min}$ souvent inférieures à celles des configurations homogènes. La troisième composante, présentée à la prochaine section, propose entre autres de caractériser les écoulements préférentiels (caractérisés par de faibles valeurs de $t_{lc \min}$) en vue d'analyser l'impact de leur présence sur la capacité d'un drain à produire de l'alcalinité.

Il est à noter qu'aucune configuration à l'étude ne réussit à générer des écoulements en charge pour les trois valeurs imposées de η ou Q. Ceci s'explique du fait que les valeurs de K des configurations de l'étude sont déduites des valeurs imposées de η (par l'équation 3.25), et s'avèrent en l'occurrence très dispersées, ce qui mène à la présence d'écoulements fortement en charge (jusqu'à 10 mètres de surcharge à l'entrée du DAC lorsque $\eta = 0,25$) ou d'écoulements plus ou moins désaturés lorsque $\eta = 0,35$ et $0,45$.

Configurations de géométrie 2

Le second groupe est constitué de trois drains de géométrie 2 (figure 4.2), dont la section est constituée des 4 dernières couches inférieures de la section de géométrie 1. Ces drains ont une pente moyenne (6%), sont homogènes et soumis à la même variation de η imposée aux drains de géométrie 1. Les granulométries de ces drains sont très grossières (D_{50} de 7 à 30 mm) pour simuler les écoulements présents dans le drain Dol-1 de Lorraine (configuration 211B-30) ainsi que dans d'autres drains existants aux États-Unis (Kilborn, 1999, Cravotta et al., 2004).

Tel que discuté aux sections 5.4.1.1 à 5.4.1.3, les fortes valeurs de K caractérisant la famille de configurations 211B rendent ces drains extrêmement conductibles. Or, pour la pente moyenne de 6% de ces drains, il en résulte de faibles valeurs totales de S_r , T et S . Pour cette pente, la présence du déversoir à la sortie prolonge le niveau du DMA vers l'amont de seulement quelques mètres (figure 5.30), ce qui ne palie pas à la désaturation partielle du drain provoquée par les fortes valeurs de K . À défaut de mettre en place le drain selon une faible pente, ou de rehausser fortement le point de sortie du DMA de manière à envoyer le drain, ces résultats suggèrent que la recommandation largement diffusée dans la littérature de concevoir des DAC de manière à ce qu'ils demeurent en charge semble incompatible avec la recommandation également répandue qu'il est préférable que les DAC soient constitués de granulométries grossières (Faulkner et Skousen, 1994 ; Hedin et al., 1994 ; Kilborn, 1999). Si des mesures sont prises pour contrôler la chimie du DMA entrant à l'intérieur des limites d'applicabilité d'un DAC (e.g. par l'usage de marécages aménagés aérobie et anaérobie placés en amont ; figure 2.3), alors l'usage de granulométries plus fines devient moins risqué et peut représenter un réel avantage à long terme.

5.4.2 Troisième composante (étude de l'hétérogénéité)

5.4.2.1 Prise en compte de l'hétérogénéité des écoulements

Afin de traiter la seconde composante, on a simulé environ 130 profils de charge pour caractériser l'influence qu'ont divers paramètres (η , K , S_m , Q , S_o et A) sur les variables hydrauliques (T , $t_{lc \text{ min}}$, S_r , S , S/S_{max} , R , $(h_{1,k\text{max}} - z_{1,1})$ et CHU) influençant la production d'alcalinité d'un DAC. La figure 4.15 regroupe ces variables.

La présente section (5.4.2) traite de la troisième composante, qui vise à évaluer l'influence qu'ont les paramètres η , K et S_o sur $t_{lc \text{ min}}$ ainsi que sur T_u et $X(T_{u \text{ 20,k sup}})$ (figure 4.15). Les variables T_u et $X(T_{u \text{ 20,k sup}})$ ont été développées pour cette étude afin de caractériser l'influence que pourraient exercer l'hétérogénéité du réseau d'écoulement sur le temps de résidence, un paramètre hydraulique influençant grandement la production d'alcalinité du drain.

Pour ce projet, le drain a été modélisé en couches superposées (figures 3.5, 4.1 et 4.2). La saisie des temps de parcours $t_{lc \text{ k}}$ des lignes de courant ayant débuté dans les couches d'indice k à l'entrée du drain permet de dresser un portrait du réseau d'écoulement d'une configuration donnée. L'hétérogénéité de l'écoulement se manifeste par la présence de valeurs de $t_{lc \text{ k}}$ très variées en fonction de l'indice k (i.e. en fonction de la profondeur). La section 5.4.2.2 traite des écoulements de faibles vitesses, circonscrits dans des zones dites peu actives (valeurs élevées de $t_{lc \text{ k}}$). La section 5.4.2.3 traite des écoulements de vitesses élevées, aussi appelés écoulement préférentiels du fait qu'ils permettent au DMA d'atteindre la sortie du drain en peu de temps (faibles valeurs de $t_{lc \text{ k}}$).

5.4.2.2 Importance relative des écoulements de faibles vitesses

Lorsque le réseau d'écoulement est hétérogène, il y a présence de zones d'écoulement caractérisées par de faibles vitesses en regard de la vitesse moyenne du drain (équation 3.27, section 3.3). Cette section traite de l'influence qu'ont ces zones sur la valeur du temps de résidence hydraulique total du drain.

Le temps de résidence T du drain est calculé par l'équation 3.10. Selon cette équation, T dépend du volume liquide total du drain, V_w , mais ne prend pas en compte la nature des écoulements circulant dans ce volume. Pour un drain donné, la valeur de T demeure donc la même que le réseau d'écoulement de ce drain soit homogène ou hétérogène.

Le temps de résidence utile T_u est calculé par l'équation 3.32. L'équation de T_u repose sur la prémisse que le gain d'alcalinité est négligeable au-delà de la durée $t_{lc \text{ max utile}} = 72$ h (section 2.7.3). La valeur de T_u est donc calculée en limitant au besoin les valeurs des temps de parcours des lignes de courant $t_{lc k}$ à 72 h (lorsque $t_{lc k} > t_{lc \text{ max utile}}$).

Deux situations peuvent provoquer l'atteinte de valeurs de $t_{lc k}$ supérieures au seuil $t_{lc \text{ max utile}}$. Premièrement, lorsque des lignes de courant circulent dans des couches avec une faible valeur de K . Deuxièmement, lorsque des lignes de courant passant à travers la zone d'écoulement dite faiblement active (section 4.6, figure 4.14). Cette zone est située dans les couches inférieures juste en amont du drain et résulte de la présence du déversoir à la sortie. Pour les écoulements à l'étude, la première situation implique la présence de la seconde (les lignes de courant circulant dans des couches de faibles valeurs de K passent toujours par la zone faiblement active juste en amont du déversoir). Pour cette raison, on réfère au terme « zone d'écoulement faiblement active » de façon générale dans l'étude pour désigner une région traversée par des lignes de courant ayant des valeurs $t_{lc k} > t_{lc \text{ max utile}}$.

La comparaison des valeurs de T et T_u permet d'évaluer l'influence qu'ont les écoulements de faibles vitesses sur le temps de résidence total. La section 5.3.1 a introduit la figure 5.33 montrant les valeurs de T et T_u pour chaque simulation.

La figure 5.33 montre qu'en général, le critère de conception $T_u \cong T$ (figure 4.15) est rencontré pour les configurations homogènes (utilisant une granulométrie) : 111A-10 et 111A-20 (pente de 1%) ; 111B-10 et 111B-20 (pente de 6%) ainsi que 111C-10, 111C-30 et 111C-40 (pente de 12%). Deux simulations ne suivent pas cette équivalence entre T et T_u (avec plus de $\pm 10\%$ d'écart relatif ; figure 5.33 et tableau A5.1). Il s'agit de 111A-1045-Q3 ($T = 85,5$ h et $T_u = 57,8$ h) et 111A-2045-Q3 ($T = 83,9$ h et $T_u = 57,8$ h). Néanmoins, on note que dans ces cas, les valeurs de T_u demeurent supérieures au critère de conception $T_{\min} = 48$ h (figure 4.15). Les sept configurations homogènes à l'étude totalisent 21 simulations d'écoulement, puisque 3 valeurs de η sont employées par configuration (voir figure 5.33). Cette figure montre donc que pour les 21 réseaux d'écoulement circulant dans des configurations homogènes, la plupart (19) ont des zones d'écoulement faiblement actives soit inexistantes ($T_u = T$) ou d'influence négligeable ($T_u \cong T$) dans le calcul du temps de résidence.

Les figures A6.1 et A6.3 (annexe 6) montrent que les écoulements des simulations 111A-1045-Q3 et 111A-2045-Q3 ne sont pas uniformes, leurs profils de nappe n'étant pas parallèles au plancher incliné de pente $S_o = 1\%$; ces écoulements se produisent dans plus de couches à $x = 20$ m qu'à l'entrée du drain pour transporter l'eau (e.g. pour 111A-1045-Q3, 6 couches sont immergées à $x = 20$ m comparativement à 5 couches à $x = 0$ m). Ceci peut être observé aux figures A6.1 et A6.3, où les profils de plancher des couches du drain sont superposés aux profils de charge. Pour ces deux simulations (111A-1045-Q3 et 111A-2045-Q3) ainsi que pour d'autres utilisant la pente de 1% (111A-2035-Q3, 112A-1045-Q3, 113A-1035-Q3 et 113A-1045-Q3), l'usage des équations 3.31 et 3.32 est entaché de d'une imprécision additionnelle parce que la contribution relative du débit de la couche superficielle à $x = 20$ m ($X(Q_{20,k,\text{sup}})$) n'est pas

utilisée dans la sommation de l'équation 3.32. Le nombre de couches utilisé pour la sommation correspond au nombre de lignes de courant débutant à $x = 0$ m ($t_{ic\ k}$ est défini comme le temps de parcours d'une ligne de courant débutant à l'entrée du drain). Afin de contourner ce problème, on a calculé le profil des débits tout près de l'entrée, à $x = 2$ m (à cette position, le profil de vitesse est peu influencé par la condition frontière de débit entrant imposée). Les valeurs de T_u ainsi calculées sont ajoutées à celles montrées à la figure 5.33. Pour les simulations 111A-1045-Q3, 111A-2045-Q3, 112A-1045-Q3, 113A-1035-Q3 et 113A-1045-Q3, on remarque que les valeurs de T_u augmentent et se rapprochent de celles de T . Pour la simulation 111A-2035-Q3, T_u diminue légèrement. On peut en déduire que le fait de calculer les débits de couches $Q_{i,k}$ à $i = 2$ m réduit l'imprécision précitée, tout en améliorant en général la représentativité des valeurs de T_u . Il est à noter que le fait de calculer les débits de couche $Q_{i,k}$ à $i = 20$ m lorsque la pente est de 6% ou 12% ne cause aucun problème, du fait que les écoulements à nappe libre pour ces pentes sont toujours uniformes pour les cas étudiés.

Dans le cas des simulations des configurations hétérogènes utilisant 2 ou 3 granulométries, on observe que $T_u < T$, sauf lorsque $\eta = 0,45$ où T_u est parfois semblable à T (surtout lorsque la pente est de 12%). On note donc qu'en général, l'influence des écoulements de faibles vitesses engendrant des valeurs de $t_{ic\ k} > 72$ h est significative lorsque le drain est de configuration hétérogène à 2 ou 3 granulométries. La prise en compte de ces écoulements de faibles vitesses a pour effet de surévaluer la valeur de T , puisque l'équation de T ne prend pas en compte que le gain d'alcalinité est négligeable au-delà d'une durée de 72 h. L'analyse de l'écart entre les valeurs de T_u et T montrées à la figure 5.33 indique que l'usage de T_u n'apparaît pas absolument requise pour les configurations de drains homogènes (car $T_u \equiv T$), mais il devient nécessaire pour évaluer correctement le temps de résidence effectif des drains de configurations hétérogènes.

Fait intéressant observé lorsque la pente est moyenne (6%) ou forte (12%), on note que les valeurs de T_u de ces configurations hétérogènes demeurent égales ou supérieures aux

valeurs de T_u et T des configurations homogènes. Sur la base des valeurs de T et T_u , cette observation suggère que les configurations hétérogènes seraient avantageuses à employer. Toutefois, pour valider cette hypothèse, il est nécessaire d'évaluer l'importance relative des écoulements préférentiels. La prochaine section traite de cette question.

5.4.2.3 Importance relative des écoulements préférentiels

Au moyen du temps de résidence utile T_u , la section précédente a traité de l'importance relative des écoulements de faibles vitesses sur le temps de résidence du drain. On a montré qu'en général, les configurations homogènes sont caractérisées par $T_u \cong T$, alors que les configurations hétérogènes à 2 ou 3 granulométries sont caractérisées par $T_u < T$. Ces résultats s'expliquent par le fait que dans les configurations hétérogènes, la vitesse d'écoulement varie de très faible à élevée ; il en résulte généralement des valeurs de $t_{lc\ k}$ supérieures à 72 h dans les couches inférieures, ce qui fait chuter la valeur de T_u par rapport à celle de T puisque le paramètre T_u utilise des valeurs de $t_{lc\ k}$ plafonnées à 72 h.

La présente section complète celle précédente en tentant d'évaluer l'importance relative que les écoulements de vitesses élevées peuvent avoir sur le temps de résidence du drain. Les écoulements de vitesses élevées sont également appelés écoulement préférentiels, du fait qu'ils permettent au DMA d'atteindre la sortie du drain en peu de temps (faibles valeurs de $t_{lc\ k}$).

Les valeurs de $t_{lc\ k}$ et de $X(T_u, 20, k)$ obtenues en fonction de η sont montrées aux figures de nombre pair comprises entre A6.2 et A6.44 inclusivement. Ces figures permettent de caractériser le réseau d'écoulement de chaque simulation : si les valeurs de $t_{lc\ k}$ varient passablement en fonction de l'indice de couche k , le réseau est hétérogène. Le profil des valeurs de $X(T_u, 20, k)$ permet quant à lui d'évaluer l'importance relative de chaque couche envers la valeur de T_u . De plus, ces figures montrent par le fait même les

données de $t_{lc \text{ min}}$ et $X(T_{u \text{ 20,k sup}})$ caractérisant l'écoulement dans la couche superficielle du profil de charge. Les valeurs de $t_{lc \text{ min}}$ en fonction de $X(T_{u \text{ 20,k sup}})$ sont présentées aux figures 5.34 à 5.36.

Dans les paragraphes qui suivent, on discute d'abord des écoulements dans les drains homogènes. Nous analysons ensuite les écoulements dans les drains hétérogènes à 2 ou 3 granulométries.

Relation entre $t_{lc \text{ k}}$ et $X(T_{u \text{ ,k}})$ en fonction de η et S_o (figures de nombre pair comprise entre A6.2 et A6.44 inclusivement)

Pour les configurations homogènes à l'étude, on remarque que les valeurs du temps de parcours des lignes de courant $t_{lc \text{ k}}$ augmentent généralement avec la profondeur de couche (figures A6.2, A6.4, A6.12, A6.14, A6.28, A6.30 et A6.32). Deux raisons expliquent cet effet sur la valeur de $t_{lc \text{ k}}$. Premièrement, pour atteindre la sortie, les lignes de courant des couches inférieures ont une distance à parcourir légèrement supérieure, du fait que leur remontée jusqu'à la crête du déversoir est un peu plus longue, tel qu'illustré à la figure 4.11. Deuxièmement, il y a présence d'une zone de faibles vitesses juste en amont du drain dans les couches inférieures (voir figure 4.14), et la traversée de cette zone par les lignes de courant des couches inférieures allonge leurs temps de transport.

L'analyse des configurations homogènes indique que la variation des valeurs de $t_{lc \text{ k}}$ en fonction de k change peu en fonction de la pente S_o . Autrement dit, les configurations homogènes ont des réseaux d'écoulement quasi-homogènes peu importe la pente étudiée (pour les cas considérés ici).

Le paramètre $X(T_{u \text{ 20,k}})$ représente la contribution relative à $x = 20$ m des couches d'indice k au temps de résidence utile. Les valeurs de $X(T_{u \text{ 20,k}})$ des sept drains de

configurations homogènes sont superposées à celles de $t_{ic\ k}$ aux figures A6.2, A6.4, A6.12, A6.14, A6.28, A6.30 et A6.32. Lorsque la couche d'écoulement superficiel (identifiée « k sup ») est partiellement remplie, on constate que l'aire de sa section d'écoulement peut être inférieure à l'aire de la section d'écoulement de la couche en dessous (qui est saturée). La contribution relative à $x = 20$ m de la couche superficielle au temps de résidence utile s'avère donc parfois inférieure à celle de la couche située juste en dessous. Les configurations 111A-1035-Q3 (figure A6.1 & A6.2), 111B-1045-Q3 (figure A6.11 & A6.12) et 211B-2025-Q3 (figure A6.23 & A6.24) constituent quelques uns de ces cas.

L'analyse des valeurs de $t_{ic\ k}$ et $X(T_{u\ 20,k})$ propres aux configurations hétérogènes à 2 ou 3 granulométries conduit aux mêmes constats généraux décrits dans les paragraphes précédents. Les valeurs de $t_{ic\ k}$ augmentent légèrement en fonction de l'indice de couche k et les valeurs de $X(T_{u\ 20,k})$ diminuent en général en fonction de k .

Les couches inférieures des configurations hétérogènes à 2 ou 3 granulométries montrent généralement des valeurs de $t_{ic\ k}$ moyennes ($\cong T_{min}$) à très élevées ($\gg T_{min}$), auxquelles sont associées des contributions relatives $X(T_{u\ 20,k})$ respectivement moyennes ($\cong 25\%$) à faibles ($\cong 10\%$). Inversement, les couches supérieures des configurations hétérogènes sont généralement caractérisées par des valeurs de $t_{ic\ k}$ plutôt faibles (< 24 h) et par des valeurs de $X(T_{u\ 20,k})$ faibles ($\cong 10\%$) à élevées ($\cong 60\%$).

L'analyse des configurations hétérogènes étudiées indique que la dispersion des valeurs de $t_{ic\ k}$ en fonction de l'indice k semble diminuer de manière significative avec l'augmentation de la pente. Ceci découle surtout du fait que dans les drains de forte pente (12%), les valeurs de $t_{ic\ k}$ des couches inférieures s'avèrent nettement plus petites que celles des drains de plus faibles pentes (1% et 6%). Les réseaux d'écoulement des drains hétérogènes à 2 ou 3 granulométries s'avèrent donc moins hétérogènes

(diminution de l'étendue des valeurs de $t_{lc\ k}$ en fonction de k) lorsque la pente du drain est plus élevée.

L'analyse des figures de nombre pair comprises entre A6.2 et A6.44 inclusivement indique donc qu'en général, les valeurs de $t_{lc\ k}$ augmentent et celles de $X(T_{u\ 20,k})$ diminuent avec la profondeur de couche, peu importe les valeurs de η et de S_o , indépendamment des configurations (homogènes ou hétérogènes). Les couches supérieures transportent donc le DMA plus rapidement et elles ont davantage d'influence sur le temps de résidence utile du DAC (tel que calculé par l'équation 3.32). Les cas où la section de l'écoulement superficiel est d'aire inférieure à celle de la section de la couche située en dessous constituent des exceptions.

Dans les prochains paragraphes, on analyse plus en détail les valeurs de $t_{lc\ min}$ et $X(T_{u\ 20,k\ sup})$ caractérisant l'écoulement préférentiel de la couche superficielle des drains.

Relation entre $t_{lc\ min}$ et $X(T_{u\ 20,k\ sup})$ en fonction de η et S_o (figures 5.34 à 5.36)

Les paragraphes précédents nous ont permis de bien saisir l'influence potentielle des configurations hétérogènes à 2 ou 3 granulométries sur les valeurs de $t_{lc\ k}$ et $X(T_{u\ 20,k})$, qui varient grandement avec la profondeur. Les figures 5.34 à 5.36 montrent la relation entre les valeurs de $t_{lc\ min}$ et $X(T_{u\ 20,k\ sup})$. La variable $X(T_{u\ 20,k\ sup})$ permet d'estimer l'importance relative de l'écoulement préférentiel de durée $t_{lc\ min}$ dans le calcul de T_u .

Lorsque la pente est faible (1%), les configurations homogènes montrent un écoulement superficiel avec un temps de transport supérieur à 48 h, peu importe la valeur de η employée, ce qui rend ces configurations intéressantes. Pour les configurations hétérogènes utilisant cette pente, l'écoulement préférentiel a une durée de transport égale

ou supérieure à 36 h, et l'importance relative de cet écoulement préférentiel sur T_u varie de moyenne à forte (entre 25% et 75%).

Lorsque la pente est moyenne (6%) ou forte (12%), ce sont plutôt les configurations hétérogènes qui deviennent les plus intéressantes (ou appropriées). Pour ces pentes, l'écoulement transporté par la couche superficielle des drains hétérogènes montre généralement un temps de parcours semblable à celui de l'écoulement transporté par la couche superficielle des drains homogènes. Cependant, l'influence de l'écoulement superficiel sur la valeur du temps de résidence utile T_u des drains hétérogènes s'avère égale ou inférieure à celle de l'écoulement superficiel des drains homogènes. Ainsi, pour une pente de 6% ou 12%, l'importance relative de l'écoulement préférentiel sur T_u varie de faible à moyennement forte ($\leq 50\%$) pour les configurations hétérogènes, alors qu'elle varie de moyenne à très forte (20% à 100%) pour les configurations homogènes sur T_u . À la figure 5.36 où η est variée et la pente est $S_o = 12\%$, on observe en effet que, parmi les drains hétérogènes, la plus forte valeur de $X(T_{u, 20, k_{sup}})$ est 50% (configuration 112C-50), alors que parmi les 3 drains homogènes (111C-10, 111C-30 et 111C-40), la plus forte valeur de $X(T_{u, 20, k_{sup}})$ est 100% (configurations 111C-30 et 111C-40) ; parmi les drains hétérogènes, la plus petite valeur de $X(T_{u, 20, k_{sup}})$ est 1% (configuration 112C-50), alors que parmi les 3 drains homogènes la plus petite valeur de $X(T_{u, 20, k_{sup}})$ est 22% (configurations 111C-10 et 111C-30). Ces différences sont importantes, puisque pour ces pentes, l'écoulement préférentiel engendre généralement une durée de transport inférieure au critère $T_{min} = 48$ h, que les configurations soient homogènes ou hétérogènes. Il est donc souhaitable de limiter l'influence de l'écoulement préférentiel sur la valeur de T_u . Les drains de configuration hétérogène rencontrent mieux cette exigence que les drains homogènes.

On peut aussi comparer entre eux les résultats montrés aux figures 5.34 à 5.36, aux figures impaires comprises entre A6.1 et A6.43 inclusivement, et aux figures 5.27 à 5.29. On constate qu'en général, les configurations ayant des valeurs de $X(T_{u, 20, k_{sup}})$

moyennes à fortes génèrent des profils piézométriques peu élevés malgré les variations de η et Q (e.g. la famille de simulations 111B-10 montrée aux figures A6.11 et A6.12, ainsi que 112C-30, montrée aux figures A6.37 et A6.38). Lorsque la charge est faible dans le drain, l'écoulement est transporté à travers quelques couches seulement, ce qui peut faire augmenter les valeurs de $X(T_{u,20,k})$ car la contribution relative de chaque couche au temps de résidence utile total estimé par $\Sigma T_{u,20,k}$ est alors accrue.

Ces profils piézométriques peu élevés sont entre autres favorisés par la présence conjointe de fortes valeurs de S_o et de η , et de faibles valeurs de Q . Les valeurs de $X(T_{u,20,k \text{ sup}})$ augmentent donc généralement avec S_o et η , et inversement avec Q aux figures 5.34 à 5.36. Plus rarement, on observe la présence des valeurs élevées de $X(T_{u,20,k \text{ sup}})$ pour des profils de charge moyennement élevés. C'est le cas de quelques configurations hétérogènes ; par exemple, les simulations 112A-1035 (figures A6.5 et A6.6) et 112B-2035 (figures A6.17 et A6.18), pour lesquelles la couche de l'écoulement superficiel s'avère à la fois très conductrice et suffisamment remplie pour transporter un débit important.

On a également observé précédemment que les configurations hétérogènes à 2 ou 3 granulométries produisent en général des profils piézométriques plus élevés que ceux des drains homogènes (section 5.4.1). Les figures 5.28 et 5.29 ont notamment montré que les profils de charge à nappe libre des drains hétérogènes ont des valeurs plus petites de déficits de charge par rapport à la couronne ($h_{1,k \text{ max}} - z_{1,1}$) à l'entrée du DAC. Du fait que la présence d'un profil de charge élevé engendre l'utilisation d'un plus grand nombre de couches pour le transport du DMA, la valeur de $X(T_{u,20,k \text{ sup}})$ diminue habituellement dans ces cas. Les valeurs de $X(T_{u,20,k \text{ sup}})$ des drains hétérogènes à 2 ou 3 granulométries s'avèrent égales ou inférieures à celles des drains homogènes (fig. 5.34 à 5.36).

On a aussi vu que lorsque la couche d'écoulement superficiel est partiellement remplie, il arrive que l'aire de sa section d'écoulement s'avère inférieure à celle de la section de la couche en dessous (qui est pleinement saturée). Nous appellerons ci-après « k_{sup+1} » l'indice de cette couche située en dessous de la couche d'écoulement superficiel (laquelle porte l'indice k_{sup}). Pour les cas où ces deux couches sont de même K , la loi de Darcy et l'équation de continuité mènent à $Q_{20,k_{sup}} < Q_{20,k_{sup+1}}$ (entre deux couches sous-jacentes, la variation du gradient hydraulique s'avère toujours très faible, soit moins de 1%). Si $t_{lc\ k_{sup}} \cong t_{lc\ k_{sup+1}}$, comme c'est habituellement le cas pour deux couches de même K , alors $X(T_{u\ 20,k_{sup}}) < X(T_{u\ 20,k_{sup+1}})$. La configuration 112B-1035-Q3 (figure A6.16) illustre ce cas avec $X(T_{u\ 20,k_{sup}}) = 18\%$ et $X(T_{u\ 20,k_{sup+1}}) = 31\%$.

Pour les simulations générant $X(T_{u\ 20,k_{sup}}) < X(T_{u\ 20,k_{sup+1}})$, l'usage de $X(T_{u\ 20,k_{sup+1}})$ permet une meilleure évaluation de la contribution relative critique de l'écoulement préférentiel de durée $t_{lc\ min} \cong t_{lc\ k_{sup+1}}$ dans le calcul du temps de résidence utile estimé par $\Sigma T_{u\ 20,k}$. Pour cette raison, les figures 5.34 à 5.36 présentent les valeurs de $t_{lc\ min}$ et de $X(T_{u\ 20,k_{sup+1}})$ lorsque $X(T_{u\ 20,k_{sup}}) < X(T_{u\ 20,k_{sup+1}})$. À la figure 5.34, il s'agit des simulations 111A-1035, 112A-1045 et 112A-2035 ; à la figure 5.35, de 111B-1045, 111B-2035, 112B-1035, 112B-2045 et 113B-1035 ; à la figure 5.36, de 111C-1045, 111C-3035, 111C-4025, 111C-4035, 112C-1035, 112C-4025, 112C-4045, 112C-5025 et 113C-1035. De même, les tableaux de l'annexe 5 présentent les valeurs de $X(T_{u\ 20,k_{sup+1}})$ pour ces mêmes simulations (plutôt que $X(T_{u\ 20,k_{sup}})$) ; ces cas sont identifiés en caractères gras dans ces tableaux. Parmi les 17 simulations concernées, 7 ont des configurations homogènes à une granulométrie, 8 autres ont des configurations hétérogènes à 2 granulométries, et 2 ont des configurations hétérogènes à 3 granulométries. Le remplacement de $X(T_{u\ 20,k_{sup}})$ par $X(T_{u\ 20,k_{sup+1}})$ lorsque $X(T_{u\ 20,k_{sup}}) < X(T_{u\ 20,k_{sup+1}})$ ne biaise donc pas l'étude en favorisant un type particulier de configuration dans l'analyse de cette variable.

Enfin, on peut voir à la figure 5.34 la présence de quelques couples de valeurs ($t_{lc \min}$, $X(T_{u \ 2,k \ sup})$). Le paramètre $X(T_{u \ 2,k \ sup})$ représente la contribution relative à $x = 2$ m de la couche d'écoulement superficiel au temps de résidence utile T_u . Dans le cas où la pente est faible (1%) et l'écoulement n'est pas uniforme, il arrive que l'écoulement de l'eau passe par plus de couches à $x = 20$ m qu'à $x = 0$. La section 5.4.2.2 a traité des conséquences liées à l'utilisation des équations 3.30, 3.31 et 3.32 dans ces cas. Il en résulte des valeurs imprécises de $T_{u \ 20,k}$, ce qui peut mener à une valeur de T_u et à un profil de contributions relatives $X(T_{u \ 20,k})$ moins représentatifs (équation 3.33). Pour palier à ces problèmes, il peut être utile de procéder à l'analyse des débits de couche $Q_{i,k}$ à $i = 2$ m, ce qui génère des valeurs de $T_{u \ 2,k}$. La figure 5.33 a montré l'effet bénéfique lié à l'usage de $T_u = \sum T_{u \ 2,k}$ (accroissement des valeurs de T_u). La figure 5.34 présente l'effet (également bénéfique) sur les valeurs de $X(T_{u \ 2,k \ sup})$. On remarque en effet que l'importance relative de l'écoulement superficiel sur T_u décroît dans ces cas, ce qui est souhaitable lorsque le temps de parcours de l'écoulement superficiel s'avère faible i.e. lorsque $t_{lc \ min} < T_{\min} = 48$ h.

CHAPITRE 6 : CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

La gestion de sites miniers comporte plusieurs défis environnementaux, parmi lesquels le contrôle du drainage minier acide (DMA) s'avère le plus important, notamment en raison de sa toxicité et de sa persistance. Parmi les options disponibles, les systèmes de traitement passifs du DMA présentent plusieurs avantages intéressants (faibles coûts de construction, d'exploitation et d'entretien, usage restreint d'apports en réactifs et en énergie), ce qui leur permet souvent d'être mis en place sur des sites miniers éloignés ou abandonnés. Parmi les systèmes de traitement passifs applicables à notre climat nordique, les drains calcaires anoxiques (DAC) constituent une méthode de neutralisation relativement fiable et économique.

L'efficacité d'un DAC à traiter le DMA dépend de certaines contraintes. Les plus importantes sont d'ordre chimique : le drain doit être anoxique, et le DMA entrant doit être peu oxygéné ($OD < 1$ à 2 mg/L) et avoir une acidité modérée ($< 500 \text{ mg/L CaCO}_3$) et une faible charge en métaux (Fe^{3+} et $\text{Al}^{3+} < 1 \text{ mg/L}$). À défaut de rencontrer ces critères d'applicabilité, le drain risque de se colmater par la présence de précipités d'hydroxydes de fer (par enrobage de la pierre) ou d'hydroxyde d'aluminium (par colmatage des pores). L'usage de traitements anaérobie et aérobie en amont du DAC permet de rabattre les concentrations de OD, Fe^{3+} et de Al^{3+} sous les seuils précités. Pour se prémunir du risque de colmatage du drain, la majorité des concepteurs choisissent de remplir la tranchée d'une pierre avec une granulométrie très grossière (diamètre moyen des grains de 2 à 7 cm). Cette pratique, plus simple que l'ajout de pré-traitements du DMA en amont du drain, présente l'inconvénient d'offrir peu de surface de contact au DMA, puisque la surface spécifique massique des granulométries grossières est inférieure d'un ordre de grandeur ou plus à celle des granulométries plus fines (e.g. pour des diamètres moyens de grains de 30 mm et 1 mm, $S_{m 1\text{mm}} / S_{m 30\text{mm}} \cong 30$; tableau 4.5).

Deux autres contraintes de nature hydraulique sont importantes à rencontrer. Assurer un temps de résidence hydraulique minimal T_{\min} en réponse au débit maximum considéré

Q_{\max} , et favoriser la présence d'écoulements en charge, ce qui augmente la pression partielle du CO_2 et accélère ainsi la dissolution.

Cette étude est constituée de trois composantes inter reliées. La première composante avait pour objectif d'établir quels sont les variables hydrauliques permettant de caractériser les écoulements dans un DAC. Onze variables hydrauliques ont été définies (figure 4.15) : le temps de résidence hydraulique du drain (T , en h), le temps de parcours de la ligne de courant débutant dans la couche d'écoulement superficiel ($t_{lc \text{ min}}$, en h), le degré de saturation (S_r , %), l'écart de charge maximal à la couronne ($[h_{1,k\max} - z_{1,1}]$, en m), la capacité hydraulique d'un écoulement uniforme pleinement saturé (CHU, en m^3/d), la surface de contact du drain (S , en Mm^2), le degré de contact du drain (S/S_{\max} , %), le rayon hydraulique (R , en μm), le temps de résidence utile du drain (T_u , en h), la contribution relative à $x = 20$ m de la couche d'écoulement superficiel au temps de résidence utile du drain ($X[T_{u \text{ 20,k sup}}]$, %) et le nombre de Reynolds (Re). Huit critères de conception favorisant la production d'alcalinité ont été définis en regard de ces onze variables hydrauliques (figure 4.15). Il s'agit du temps de résidence minimal de conception ($T_{\min} = 48$ h), de l'équivalence souhaitable $T_u \cong T$, du temps de transport maximum utile d'une ligne de courant au-delà duquel le gain d'alcalinité est considéré nul ($t_{lc \text{ max utile}} = 72$ h), de la surcharge ultime (en m) et des critères de maximisation du degré de saturation ($\max(S_r)$), de la surface de contacts ($\max(S)$), du degré de contact ($\max(S/S_{\max})$), et du rayon hydraulique ($\max(R)$).

Les équations caractérisant l'influence de la dissolution du calcaire sur T et S , ainsi que celles caractérisant l'influence des variables T et S_r sur la production d'alcalinité ont également été présentées. Ces équations indiquent que le temps de résidence T , la surface de contact S et la production d'alcalinité chutent avec l'âge du drain en réponse au processus de dissolution.

La seconde composante a consisté à réaliser une analyse numérique paramétrique de manière à évaluer l'impact d'une variation du débit Q et de certains paramètres physiques granulométriques (porosité η , conductivité hydraulique K et surface spécifique massique S_m) et géométriques (pente S_o et aire de section transversale A) sur les onze variables hydrauliques définies dans la première composante. Le code Visual Modflow (Waterloo Hydrogeologic, 2002) a été utilisé pour simuler les écoulements en 3D dans 22 drains modélisés selon des configurations homogènes (une seule valeur de K et S_m) ou hétérogènes verticalement (2 ou 3 valeurs de K et S_m). Une condition simulant l'effet d'un déversoir a été imposée à la sortie de toutes les configurations de drain étudiées. Pour les écoulements à nappe libre, cette condition a pour effet de provoquer l'accumulation de DMA dans le drain jusqu'à ce que le niveau de la nappe atteigne l'élévation de la crête du déversoir (fixée à l'épaisseur de drain B dans l'étude).

Les conclusions suivantes émanent de l'analyse paramétrique. Parmi les paramètres variés (Q , η , K , S_m , S_o et A), la pente S_o est celui influençant le plus le profil de charge d'un drain calcaire. La pente agit sur le profil piézométrique de deux façons. D'abord, S_o contribue à établir la différence de charge entre l'entrée et la sortie du drain, ce qui influence la valeur du gradient hydraulique i (qui augmente avec S_o). Ensuite, la zone d'accumulation de DMA créée par la présence du déversoir s'étend plus ou moins loin vers l'entrée du drain selon que la valeur de S_o est respectivement faible ou forte. La présence d'une faible pente (1%) génère une valeur élevée du volume liquide du drain V_w , comparativement aux valeurs de V_w obtenues pour des drains de pente moyenne (6%) et forte (12%). Une grande valeur de V_w favorise l'obtention de valeurs élevées du degré de saturation S_r , du temps de résidence T , de la surface de contact S et du degré de contact S/S_{max} , qui sont quatre paramètres influençant la production d'alcalinité.

La porosité η et la conductivité hydraulique saturée K influencent aussi grandement le profil de charge. La sensibilité de la charge aux valeurs de η étudiées (0,25, 0,35 et 0,45) est telle que si l'on choisit une granulométrie de manière à générer un écoulement en

charge lorsque $\eta = 0,45$, alors la surcharge (définie par $[h_{1,kmax} - z_{1,1}]$) résultante à l'entrée de ce drain est de l'ordre de dizaines de mètres lorsqu'on réduit la porosité de 0,45 à 0,35, et de l'ordre de centaines de mètres lorsque la porosité est de 0,25. On peut concevoir que si de telles charges existaient, elles risqueraient de provoquer l'apparition de fuites ou le refoulement du DMA. La forte sensibilité des écoulements aux valeurs de η et K engendre alors des écoulements en charge pour plusieurs cas étudiés. Les fortes surcharges générées se produisent pour des diminutions de valeurs de η vraisemblables et représentatives de valeurs mesurées dans des DAC existants.

Comme la porosité, le débit Q influence grandement le profil piézométrique dans le drain. L'usage d'un drain de faible pente permet de réduire la sensibilité du profil de charge au changement des valeurs de η et de Q au cours de la vie utile du drain. À défaut de pouvoir mettre en place le DAC selon une faible pente, une valeur élevée de S_r peut être assurée par l'ajout d'un système de contrôle du débit à la sortie du DAC forçant la rehausse du niveau de DMA dans le drain (voir recommandations plus loin). L'usage de granulométries grossières typiquement recommandées dans la littérature (e.g. D_{50} de 1 à 7 cm, ou Dol-1 au site de Lorraine) génère de très faibles valeurs de T , S_r et S si la pente du drain est moyenne (6%) ou élevée (12%). Les considérations énoncées précédemment à propos de S_o suggèrent l'adaptation d'une faible pente ($\cong 1\%$) - ou d'un système de contrôle du débit forçant la rehausse du niveau de DMA si le concepteur désire assurer la présence d'un degré de saturation élevé.

Une alternative intéressante considérée dans cette étude permet également de réduire la sensibilité du profil de charge aux valeurs de η et de Q . Il s'agit de l'usage de configurations de drains hétérogènes. Par rapport à des drains homogènes, les drains hétérogènes à 2 et 3 granulométries étudiés permettent d'obtenir des valeurs plus élevées de S_r , T , S et S/S_{max} en réponse à la variation de η , K , Q et S_o . Les drains hétérogènes permettent également une conception optimale, dans la mesure où une plus grande proportion du volume des vides et de la surface de contact maximale disponibles est

occupée par le DMA (valeurs plus élevées de S_r et S/S_{max}). Comparativement aux drains homogènes et à ceux hétérogènes à 2 granulométries, on remarque également que les drains hétérogènes à 3 granulométries rencontrent un peu mieux le compromis à faire entre la capacité hydraulique et la surface de contact (meilleur équilibre entre les valeurs du rayon hydraulique R et la surface de contact S).

Les résultats de cette étude montrent que les diverses variables hydrauliques (figure 4.15) sont généralement inter reliées. En outre, la mise en graphique de certaines variables a permis d'illustrer certaines relations assez claires pour trois couples de variables. On a ainsi observé un lien quasi-linéaire entre T et S , une corrélation moyenne à bonne entre S et S/S_{max} , ainsi qu'une tendance inverse non linéaire (loi de puissance) entre R et S . Il est intéressant d'observer d'aussi bonnes corrélations lorsque l'on considère que celles-ci résultent de l'analyse des écoulements simulés dans 19 drains partageant la géométrie principale à l'étude (drains homogènes et hétérogènes selon trois pentes).

Enfin, la troisième composante de l'étude consistait à caractériser l'influence des écoulements hétérogènes sur le temps de résidence du drain. Pour ce faire, 3 paramètres hydrauliques ont été définis, soit le temps de parcours de la ligne de courant débutant dans la couche d'écoulement superficielle ($t_{ic\ min}$, en h), le temps de résidence utile du drain (T_u , en h) et la contribution relative à la position $x = 20$ m de la couche d'écoulement superficiel au temps de résidence utile ($X[T_{u\ 20,ksup}]$) (voir figure 4.15). Le paramètre T_u a été employé pour caractériser l'importance relative des écoulements de basse vitesse sur le temps de résidence T . Les paramètres $t_{ic\ min}$ et $X(T_{u\ 20,ksup})$ ont été employés pour évaluer l'importance relative sur T des vitesses élevées.

Le temps de résidence utile T_u est un paramètre développé dans cette étude pour prendre en compte le fait que la production d'alcalinité s'accroît de façon négligeable au-delà d'un certain temps de contact (ici $t_{ic\ max\ utile} = 72$ h). La comparaison des valeurs de T et

T_u calculées pour 19 drains (homogènes et hétérogènes à 2 ou 3 granulométries) montre que T_u / T peut varier faiblement fortement ($\cong 50\%$). La valeur de T_u apparaît plus représentative du temps de résidence effectif présent dans un drain hétérogène que ne l'est la valeur de T calculée avec l'approche usuelle T (i.e. $T = V_w / Q$). Pour les drains de pente moyenne (6%) et élevée (12%) dans lesquels circulent des écoulements à nappe libre, on note que les valeurs de T_u des drains hétérogènes s'avèrent supérieures à celles de T et T_u des configurations homogènes

Enfin, l'usage de variables hydrauliques caractérisant la contribution volumique de chaque couche du drain modélisé suggère l'emploi de drains homogènes lorsque la pente est faible (1%), pour les cas analysés ici. Pour une pente faible, le temps de transport de l'écoulement superficiel d'un drain homogène est usuellement supérieur à celui de l'écoulement superficiel des drains hétérogènes considérés. Lorsque la pente est moyenne (6%) ou forte (12%), l'étude suggère plutôt l'emploi de configurations hétérogènes. Pour ces pentes, l'écoulement dans la couche superficielle des drains hétérogènes engendre généralement un temps de parcours semblable à celui de l'écoulement transporté par la couche superficielle des drains homogènes. Cependant, pour ces pentes l'influence de l'écoulement superficiel sur la valeur de T_u s'avère davantage significative pour des drains homogènes qu'elle ne l'est pour des drains hétérogènes.

Les recommandations pour la suite de ces travaux de recherche sont les suivantes. Il serait pertinent d'adapter la conception des nouveaux drains de manière à faciliter un suivi de l'état de certains paramètres en fonction du temps au cours des prochaines années (e.g. la charge hydraulique et le débit). De manière à permettre l'usage de granulométries fines dans les nouveaux drains à construire, il serait sans doute nécessaire d'installer un ou des prétraitements aérobie ou anaérobie en amont du nouveau DAC. Il pourrait être intéressant de considérer des systèmes tels : un DAC rempli d'une granulométrie grossière (e.g. D_{50} de 20 à 40 mm tel que proposé par

Bernier, 2002) ; un DAC de configuration homogène rempli d'une granulométrie fine (e.g. D_{50} compris entre 1 et 3 mm correspondant aux granulométries 6, 7, 8 ou 9 du tableau 4.5), et enfin un DAC de configuration hétérogène à 2 ou 3 granulométries. À l'aide d'essais de traceur, les valeurs de T pourraient être mesurées à intervalles (ex. à tous les 5 ans) pour ces 3 drains, ce qui permettrait de valider quelques constats émis dans la présente étude sur la base de résultats de simulations. Il serait également intéressant de mesurer à l'échelle réelle d'un DAC l'influence de la surface spécifique massique S_m sur la production d'alcalinité, ce qui a peu été fait jusqu'à présent.

Les DAC à construire selon ces configurations, il serait souhaitable d'employer une faible pente de drain. À défaut de pouvoir mettre en place les DAC selon une faible pente, la présence de valeurs élevées de S_r pourra être assurée par l'ajout à la sortie du DAC d'un système de contrôle du débit forçant la rehausse du niveau de DMA dans le drain. À titre d'exemple, l'ajout d'une restriction du débit à l'aide d'une valve branchée sur la conduite de sortie peut permettre la rehausse du niveau de la nappe dans le drain jusqu'à l'établissement d'une charge hydraulique suffisante permettant l'évacuation du débit entrant dans le DAC. Un tel système présente toutefois le risque de provoquer l'apparition de fuites ou d'un refoulement du drain, advenant que la restriction imposée provoque l'établissement d'une charge hydraulique supérieure à celle présente à l'entrée. Une alternative plus sécuritaire consiste à rehausser la crête du déversoir jusqu'à une élévation provoquant l'inondation du drain. Ceci peut être effectué simplement par l'ajout d'une conduite mise en place verticalement à partir du plancher du drain.

BIBLIOGRAPHIE

AACHIB, M., AUBERTIN, M., et CHAPUIS, R.P. (1994). Column test investigation of milling wastes properties used to build cover systems. In Proceedings of the International Reclamation and Mine Drainage Conference and 3rd International Conference on the Abatement of Acid Mine Drainage, Pittsburgh, PA, vol. 2, pp 128-137.

AUBÉ, B., 2004. Une étude en usine pilote de la production de boues à haute densité durant le traitement des eaux de drainage minier acide. Mémoire de maîtrise de l'École Polytechnique de Montréal, avril 2004.

AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B et BERNIER, L. (2002). *Environnement et gestion des rejets miniers, Manuel sur cédérom*. Montréal, Canada : Presses internationales Polytechniques.

AUBERTIN, M., BUSSIERE, B., BARBERA, J.M., CHAPUIS, R.P., MONZON, M., AACHIB, M. (1997). Construction and instrumentation of in situ test plots to evaluate covers built with clean tailings. *Proceedings of the 4th International Conference on Acid Rock Drainage*, Vancouver. Vol. II, p. 715-730.

AUBERTIN, M., (1996). Recouvrement multicouche pour le parc à résidus du site minier de Lorraine. Rapport soumis au MRNQ (SDM-R-96-23). 30 p.

AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B. et CHAPUIS, R. P., (1996). Hydraulic conductivity of homogenized tailings from hard rock mines. *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 33. p. 470-482.

AUBERTIN, M., CHAPUIS, R.P., AACHIB, M., BUSSIÈRE, B., RICARD, J.F., TREMBLAY, L. (1995). Évaluation en laboratoire de barrières sèches construites à

partir de résidus miniers. Rapport MEND/NEDEM 2.22.2a., Projet CDT P1622, École Polytechnique de Montréal. 164p.

BANKS, D, YOUNGER, P.L., ARNESEN, R.T, IVERSEN, E.R., BANKS, S.B., 1997. Mine-water chemistry: the good, the bad and the ugly. *Environmental Geology*, 32(2):157-174.

BERNIER, L., (1996). Rapport d'analyses minéralogiques sur 7 échantillons de résidus miniers, Mine Lorraine, Témiscamingue, Québec. Géoberex Recherche, 14 p.

BERNIER, L. AUBERTIN, M., DAGENAIS, A.M., BUSSIÈRE, B., BIENVENU, L., CYR, J. (2001). *Limestone Drain Design Criteria in AMD Passive Treatment : Theory, Practice and Hydrogeochemistry Monitoring at Lorraine Mine Site, Temiscamingue*. CIM Minespace 2001 Annual meeting proceedings, technical paper n° 48.

BERNIER, L.R. (2002). Suivi du comportement de la couverture multicouche et des drains de calcaire au site minier Lorraine, Rapport final partie II. Centre de développement technologique (CDT), École Polytechnique de Montréal, 187 p.

BERNIER, L., AUBERTIN, M. et POIRIER, C. (2002). Utilisation des drains calcaires dans le traitement du Drainage Minier Acide : un état de la question. Symposium sur l'environnement et les mines, Rouyn-Noranda, Québec, 3-5 octobre 2002. CD-Rom.

BERNIER, L.R. (2003). Simulation du traitement passif d'un DMA synthétique avec divers matériaux neutralisants : une approche expérimentale. Rapport Technique, Chaire industrielle CRSNG Polytechnique-UQAT en environnement et gestion des rejets miniers. École Polytechnique de Montréal.

BERNIER, L.R. (2005). The potential use of serpentinite in the passive treatment of acid mine drainage: batch experiments. *Environmental Geology* 47 (5) : 670-684.

BRODIE, G.A., BRITT, C.R., TOMASZEWSKI, T.M., et TAYLOR, H.N. (1991). Use of passive anoxic limestone drains to enhance performance of acid drainage treatment wetlands. In the proceedings of the 1991 National Meeting of the American Society for Surface Mining and Reclamation, Durango, CO, pp. 211-228.

BROWN, M., BARLEY, B. et WOOD, H., (2002). *Minewater Treatment – Technology, Application and Policy*. IWA Publishing, 472 p.

BURKE, S.P., BANWART, S.A. (2002). A geochemical model for removal of iron(II)(aq) from mine water discharge. *Applied Geochemistry*, vol. 17, pp. 431-443.

BUSSIÈRE, B., (1996). Essai en laboratoire sur les matériaux provenant du site minier de Lorraine. Rapport final de l'URSTM, contrat SDM-R-(96-26) soumis au MRNQ, 6p.

BUSSIÈRE, B., AUBERTIN, B. and CHAPUIS, R.P. (2003). The behavior of inclined covers used as oxygen barriers. *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 40, no 3, pp 512-535.

BUSSIERE, B., AUBERTIN, M., ZAGURY, G.J., POTVIN, R., BENZAAZOUA, M. (2005) Principaux défis et pistes de solution pour la restauration des sites miniers abandonnés générateurs de drainage minier acide. *2e Symposium sur l'Environnement et les Mines*, organisé par l'ICM – Rouyn-Noranda, 15-18 mai 2005. 29p.

BUSSIÈRE, B., MAQSOUUD, A., AUBERTIN, M., MARTSCHUK, J., MCMULLEN, J., JULIEN, M. (2006) Performance of the oxygen limiting cover at the LTA site, Malartic, Quebec. *CIM Bulletin* 1(6): 1-11.

CARMAN, P.C. (1937). Fluid flow through granular beds. Transactions, Institution of Chemical Engineers, London, 15: 150-166.

CARMAN, P.C. (1939). Permeability of saturated sands, soils and clays. Journal of Agricultural Science, 29 : 263-273.

CARMAN, P.C. (1956). Flow of gases through porous media. Butterworths, London.

CHAPUIS, R.P. et LÉGARÉ, P.P. (1992). A simple method for determining the surface area of fine aggregates and fillers in bituminous mixtures. *In Effects of Aggregates and Mineral Fillers on Asphalt Mixture Performance*, ASTM STP 1147, 177-186.

CHAPUIS, R.P. et AUBERTIN, M. (2003). Evaluation of the Kozeny-Carman equation to predict the hydraulic conductivity of soils. Canadian Geotechnical Journal, vol. 40, p. 616-628.

CHAPUIS, R.P. (2004). Predicting the saturated hydraulic conductivity of sand and gravel using effective diameter and void ratio. Canadian Geotechnical Journal, vol. 41, p. 787-795.

COLLIN, M., RASMUSON, A. (1990). Mathematical modelling of water and oxygen transport in layered soil covers for deposits of pyritic mine tailings, acid mine drainage. *Designing for Closure: GAC-MAC Annual Meeting*. p.311-333.

CRAVOTTA, C.A., III, and TRAHAN, M.K. (1999). Limestone drains to increase pH and remove dissolved metals from acidic mine drainage. *Appl. Geochem.* 14, pp. 581-606.

CRAVOTTA, C.A., III, BREEN, K.J. et SEAL, R. (2001). Arsenic is ubiquitous but not elevated in abandoned coal-mine discharges in Pennsylvania. *In* "U.S. Geological Survey Appalachian Region Integrated Science Workshop Proceedings" p. 105. U.S. Geological Survey Open-File Report 01-406.

CRAVOTTA, C.A., III, and WATZLAF, G.R. (2002). Design and Performance of Limestone Drains to Increase pH and Removal Metals from Acidic Mine Drainage. *In*. "Handbook of Groundwater Remediation Using Permeable Reactive Barriers, Applications to Radionuclides, Trace Metals and Nutrients", Academic Press, pp. 19-66.

CRAVOTTA, C.A., III (2003). Size and Performance of Anoxic Limestone Drains to Neutralize Acidic Mine Drainage. *Journal of Environmental Quality* 32, pp. 1277-1289.

CRAVOTTA, C.A., III, WARD, S.J., KOURY, D.J., KOCH, R.D (2004). Optimization of Limestone Drains for Long-Term Treatment of Mine Drainage, Swatara Creek Basin, Schuylkill County, PA. In the proceedings of the 2004 National Meeting of the American Society of Mining and Reclamation and the 25th West Virginia Surface Mine Drainage Task Force, April 18-24. Published by ASMR.

DAGENAIS, A.M., AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B., CYR, J., FONTAINE, R. (2002). Auscultation et suivi du recouvrement multicouche construit au site minier Lorraine, Latulippe, Québec. *Symp. Environnement et les Mines: Défis et Perspectives*, Rouyn-Noranda. ICM/CIM. 12p.

DAGENAIS, A.-M. (2005). Techniques de contrôle du drainage minier acide basées sur les effets capillaires. Thèse de Doctorat, Génie Minéral, École Polytechnique de Montréal.

DAGENAIS, A.-M., AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B. (2006). Parametric Study on the Water Content Profiles and Oxidation Rates in Nearly Saturated Tailings Above the Water Table. Proceeding of the 7th International Conference on Acid Rock Drainage (ICARD), March 26-30, St. Louis MO. Published by the American Society of Mining and Reclamation (ASMR).

DEGOUTTE, G et ROYET, P. (2006). Aide-Mémoire de mécanique des sols 2^{ième} édition, collection ouvrages pédagogiques. Edition ENGREF, 96 p.

DEP (PENNSYLVANIA DEPARTMENT OF ENVIRONMENTAL PROTECTION), (2001). WEB site of Bureau of Abandoned Mine Reclamation, Abandoned Mine Drainage Abatement Projects : Successes, Problems and Lessons Learned. http://www.dep.state.pa.us/dep/deputate/minres/bamr/amd/amd_abatement_projects.htm

DESJARDINS, R. (1990). Le traitement des eaux, deuxième édition revue et corrigée, Éditions de l'École Polytechnique de Montréal.

DIETZ, J.M. et DEMPSEY, B.M., (2002). A deterministic model for predicting alkalinity from limestone for design of AMD passive treatment systems. *In Proc. 19th Annual Meeting of American Society of Mining & Reclamation. ASMR, Lexington, KY.*

DOMENICO, P.A. and SCHWARTZ, F.W. (1990). Physical and Chemical Hydrogeology. Second edition, John Wiley & Sons, Inc.

DUPUIT, J. (1863). Études théoriques et pratiques sur le mouvement des eaux dans les canaux découverts et à travers les terrains perméables. 2nd éd, Dunod, Paris.

ECRR (2008). Eastern Coal Regional Roundtable. Photographie tirée du site WEB de l'ECRR visité en février 2008. <http://www.easterncoal.org/B/AcidMineDrainage.htm>

ENTRACO, (1996). Conception d'un programme de restauration du site minier Lorraine. MRN Québec, Québec.

ENVIRONNEMENT CANADA, 2002. Protection du milieu aquatique, Nos programmes, Études de suivi des effets sur l'environnement (ESEE). In. *Site de Environnement Canada*. [En ligne].

http://www.qc.ec.gc.ca/dpe/Francais/dpe_main_fr.asp?eau_eseel#Que_vise

EPA, 1995. Streams with fisheries impacted by acid mine drainage in Maryland, Ohio, Pennsylvania, Virginia and West Virginia. Philadelphia, PA.

EPA, 2001. Industrial Water Pollution Controls, Effluent Guidelines, Coal Mining, Support Documents for Final Rule, Best Management Practices Guidance Manual, Appendix C [En ligne]. www.epa.gov/waterscience/guide/coal/bmp/appendc.pdf

EVANGELOU, V.P. (1995). Pyrite oxidation and its control: Boca Raton, CRC Press, Inc., 293 p.

FAULKNER, B.B. et SKOUSEN, J.G., (1994). Treatment of Acid Mine Drainage By Passive Treatment Systems. Paper presented at The International Land Reclamation and Mine Drainage Conference and the Third International Conference on the Abatement of Acidic Drainage, Pittsburgh, PA, April 24-29, pp. 250-257.

FEASBY, G. et JONES, R.K. (1994). Résultats de l'atelier sur la réhabilitation des sites miniers. CANMET-MEND.

FETTER, C. W. (2000). Applied Hydrogeology, Prentice Hall, 4th ed., 598 p.

GENTY, T., BUSSIÈRE, B., POTVIN, R. et BENZAAZOUA, M. (2008). Neutralization of Acid Mine Drainage in Anoxic Limestone Drains : a Laboratory Study. Symposium Post-Mining 2008, Nancy, France, 6-8 février.

GOULD, W.D., BÉCHARD, G. and LORTIE, L. (1994). The nature and role of microorganisms in tailings environment. *Short Course Handbook on Environmental Geochemistry of Sulfide Mine-Waste*, Jambor, J.L., Blowes, D.W. (eds.). Mineralogical Association of Canada. Special Vol. 22, p.185-188.

GUSEK, J.J. (1995). Passive-treatment of rock drainage; what is the potential bottom line ? *Mining Engineering*. Vol. 47, pp.250-253.

HAZEN, A. (1911). Discussion of dams on sand foundations, Transactions, American Society of Civil Engineers 73, 199-203.

HEDIN, R.S., WATZLAF, G.R. and NAIRN, R.W. (1994). Passive treatment of acid mine drainage limestone. *Journal of Environmental Quality*, vol. 23, pp. 1338-1345.

HEDIN, R.S., NAIRN, R.W. and KLEINMANN, R.L.P., (1994a). Passive treatment of Coal Mine Drainage, US Bureau of Mines Information Circular 9389, Pgh, PA, 35p.

HEDIN, R.S. and WATZLAF, G.R. (1994). The effects of anoxic limestone drains on mine water chemistry. Paper presented at The International Land Reclamation and Mine Drainage Conference and the Third International Conference on the Abatement of Acidic Drainage, Pittsburgh, PA, April 24-29, pp.185-194

HORNBERGER, R. J. and BRADY, K. B. C. (1998). Kinetic (Leaching) Tests for the Prediction of Mine Drainage Quality. *Coal Mine Drainage Prediction and Pollution Prevention in Pennsylvania*, Chapter 7. Disponible sur le site WEB du Pennsylvania

Department of Environment. Consulté le 18 mai 2006.

<http://www.dep.state.pa.us/dep/deputate/minres/Districts/CMDP/chap07.html>

HUBBERT, M. K., (1956). Darcy's law and the field equations of the flow of underground fluids, *Trans. AIME* 20, 222–239.

HUTCHISON, I.P.G. and ELLISON, R.D. (1992). *Mine Waste Management: A Resource for Mining Industry Professionals, Regulators and Consulting Engineers*. Lewis Publishers.

HUSTWIT, C.C., ACKMAN, T.E. and ERICKSON, P.E. (1992). The role of oxygen transfer in acid mine drainage (AMD) treatment. *Water Environment Research*, 63:817-823.

IGWMC, (2007). International Ground Water Modeling Center, distributeur du logiciel HYDRUS 2D/3D. Site WEB consulté en février 2007 : <http://typhoon.mines.edu/>

JAMBOR, J.L. (1994). Mineralogy of sulfide-rich tailings and their oxidation products. *Short Course Handbook on Environmental Geochemistry of Sulfide Mine-Waste*, Jambor J.L., Blowes, D.W. (eds.). Mineralogical Association of Canada. Special Vol. 22, p.59-102.

JANZEN, M.P., NICHOLSON, R.V. and SCHARER, J.M. (1997). The role of enhanced particle surface area, crystal structure and trace metal content on pyrrhotite oxidation rates in tailings. *Proceedings of the 4th International Conference on Acid Rock Drainage*, Vancouver. Vol. I, p.399-415.

JARVIS, A. and ENGLAND, A. (2002). Operational and treatment performance of an unique Reducing and Alkalinity Producing System (RAPS) for acidic leachate remediation in Lancashire, UK. – In: Merkel, B. J., Planer-Friedrich, B. &

Wolkersdorfer, Ch.: Uranium in the Aquatic Environment. – p. 1019-1026, 4 fig., 1 tab.; Heidelberg (Springer).

JENSEN, D.L., BODDUM, J.K., TJELL, J.C. and CHRISTENSEN, T.H. (2002). The solubility of rhodochrosite and siderite in anerobic aquatic environments. *Applied Geochemistry*, 17, pp. 503-511.

KEPLER, D.A. and McCLEARY, E.C. (1994). Successive alkalinity producing systems (SAP's) for the treatment of acidic mine drainage: Paper presented at The International Land Reclamation and Mine Drainage Conference and the Third International Conference on the Abatement of Acidic Drainage, Pittsburgh, PA, April 24-29. U.S. Bureau of Mine Special Publication SP 06A, pp. 195-204.

KILBORN (1999). Review of passive systems for the treatment of acid mine waters. Revue préparée pour le programme NEDEM (Neutralisation Des Eaux de Drainage dans l'Environnement Minier – « MEND » en anglais), MEND report 3.14.1. Mine Environment Neutral Drainage at CANMET-MMSL, Natural Resources Canada.

KOZENY, J. (1927). Ueber kapillare Leitung des Wassers im Boden. *Sitzungsber Akad. Wiss., Wien*, 136(2a): 271-306.

KLEINMANN, R.L.P., CRERAR, D.A., PACELLI, R.R. (1981). Biogeochemistry of acid mine drainage and a method to control acid formation. *Mining Engineering*, March p. 300-304.

KULNIEKS, V., ZAGURY, G. J. (2004). Characterization and reactivity assessment of natural organic substrates for sulphate-reducing bacteria in acid mine drainage treatment, Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal.

KWONG, E.C.M., SCHARER, J.J., BYERLEY, J.J., NICHOLSON, R.V. (1995). Prediction and control of bacterial activity in acid mine drainage. *Sudbury '95, Conference on Mining and the Environment*, Hynes, T.P., Blanchette, M.C. (eds.). Vol. I, p.211-216.

KWONG, Y.T.J. (1993). Prediction and prevention of acid rock drainage from a geological and mineralogical perspective. Report 1.32.1, Canadian Mine Environment Neutral Drainage (MEND).

LAINE, D.M., JARVIS, A.P. (2003). Engineering design aspects of passive in situ remediation of mining effluents, *Land Contamination & Reclamation*, Vol. 11, No 2, pp. 113-125.

LASAGA, A.C. (1981). Rate laws of chemical reactions. In "Kinetics of Geochemical Processes" (A.C. Lasaga and R.J. Kirkpatrick, eds.) Vol. 8, pp. 1-68. Mineralogical Society of America Reviews in Mineralogy.

LAWRENCE, R.W. (1995). Prediction of acid rock drainage: Fundamentals and tools. *MEND Prediction Workshop*. Noranda Technology Centre.
Lindquist, (1933).

LI, M., AUBÉ, ET B., ST-ARNAUD, L. (1997). Considerations in the use of shallow water covers for decommissioning reactive tailings. *Proceedings of the 4th International Conference on Acid Rock Drainage*, Vancouver. Vol. I, p.117-130.

LINDQUIST, E., (1933). « On the flow of water through porous soil ». *Proc., 1er Congrès des Grands Barrages*, Commission internationale des grands barrages, Stockholm, p. 81-101.

MARCOTTE, R. (1994) Les aires d'accumulation de résidus miniers au Québec: Évaluation des risques et coûts de restauration. Rapport de Recherche, Maîtrise en Environnement, UQAM. 78p.

MAQSOU, A., BUSSIÈRE, B., AUBERTIN, M., POTVIN, R., CYR, J. (2007). Evaluation of hydraulic residence time in the limestone drains of the Lorraine site, latulippe, Québec. Mining and the Environment IV Conference, Sudbury, Ontario, October 19-27.

MBONIMPA, M., AUBERTIN, M., CHAPUIS, R. P. et BUSSIÈRE, B. (2002). Practical pedotransfer functions for estimating the saturated hydraulic conductivity. *Geotechnical and Geological Engineering*, 235-259.

McDONALD, M.G. and HARBAUGH, A.W., (1988). A modular three-dimensional finite-difference groundwater flow model. USGS, Water-Resources Investigation.

MDDEP (2005). Directive 019 sur l'industrie minière, avril 2005. Gouvernement du Québec, Ministère de développement durable, de l'environnement et des parcs, Direction des politiques de l'eau, Service des eaux industrielles, ENV/2005/0120 ou http://www.mddep.gouv.qc.ca/milieu_ind/directive019/directive019.pdf

MDDEP (2002). Politique Nationale de l'Eau, Gouvernement du Québec, Ministère de développement durable, de l'environnement et des parcs. Version en ligne consultée en 2008 (<http://www.mddep.gouv.qc.ca/eau/politique>).

MORIN, K.A. and HUTT, N.M. (1997). *Environmental Geochemistry of Mine site Drainage: Practical Theory and Case Studies*. MDAG Publishing. 333p.

MUNSON, B.R., YOUNG, D.F. AND OKIISHI, T.H. (1990). Fundamentals of Fluid Mechanics, John Wiley & Sons, 843 p.

NASTEV, M. et AUBERTIN, M. (2000). Hydrogeological modelling for the reclamation work at the Lorraine mine site, Québec. First joint IAH-CNC and CGS groundwater speciality conference, The Canadian geotechnical society, p. 311-315.

NATARAJAN, M., ALBRECHT, G.A. and HUNTER, R.M. (1992). A novel flowmeter for open channel and full pipe sewer flow measurements, Instrument Society of America, *Advances in Instrumentation & Control*, Volume 47, Part I, p.435.

NAVFAC, (1974). Soil mechanics, foundations, and earth structures. Naval Facilities Engineering Command (NAVFAC) design manual DM7. U.S. Government Printing Office, Washington, D.C.

NECULITA, C.-M., ZAGURY, G. J., BUSSIÈRE, B. (2007). Passive Treatment of Acid Mine Drainage in Bioreactors using Sulfate-Reducing Bacteria: Critical Review and Research Needs. *J. Environ. Qual.* 36: 1-16

NEDEM (2005). Review of Disposal, Reprocessing and Reuse Options for Acidic Drainage Treatment Sludge, January. MEND report 3.42.3. Mine Environment Neutral Drainage at CANMET-MMSL, Natural Resources Canada.

NICHOLSON, R.V., GILLHAM, R.W., CHERRY, J.A., REARDON, E.J. (1989). Reduction of acid generation in mine tailings through the use of moisture-retaining cover layers as oxygen barriers. *Canadian Geotechnical Journal*, 26:1-8.

OUANGRAWA, M., MOLSON, J., AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B. (2007) Predicting the performance of an elevated water table for preventing acid mine drainage.

Proceedings of 60th Canadian Geotechnical Conference and the 8th Joint CGS/IAH-CNC Groundwater Conference, 21-24 October 2007, Ottawa, pp. 1470-1477.

PERKINS, E.H., NESBITT, H.W., GUNTER, W.D., ST-ARNAUD, L.C., MYCROFT, J.R. (1995). Critical review of geochemical processes and geochemical models adaptable for prediction of acidic drainage from waste rock. Report 1.42.1, Mine Environment Neutral Drainage (MEND).

POLUBARINOVA-KOCHINA, P. Ya. (1952). *Theory of Groundwater Movement* (in Russian), English translation by R. J. M. DeWiest, Princeton University Press, Princeton, NJ.

POLLOCK, D.W. (1994). User's Guide for MODPATH/MODPATH-PLOT, Version 3: A particle tracking post-processing package for MODFLOW, U.S. Geological Survey finite-difference ground-water flow model. USGS, Open-File Report 94-464, 242 p.

RENAISSANCE INSTRUMENTS (1998). Datagator flow metering system. Spécifications techniques consultées en ligne le 07-02-07.

<http://www.yestech.com/renaissance/works.html>

RICE, P.A., FONTUGNE, D.J., LATINI, R.G. AND BARDUHN, A.J., (1970). Anisotropic flow through porous media. P.48-56. *In* Flow through porous media. Am. Chem. Soc., Washington, D.C.

RIPLEY, E.A., REDMAN, R.E., CROWDER, A.A. (1996). *Environmental Effects of Mining*. St. Lucie Press.

RITCEY, G.M. (1989). *Tailings Management, Problems and Solutions in the Mining Industries*. Elsevier.

ROBBINS, E.I., NORD, G.L., Jr., SAVELA, C.E., EDDY, J.I., LIVI, K.J.T., GULLLET, C.D., NORDSTROM, D.K., CHOU, I.-M. and BRIGGS, K.M. (1996). Microbial and mineralogical analysis of aluminium-rich precipitates that occlude porosity in a failed anoxic limestone drain, Monongalia County, West Virginia. In "Coal Energy and the Environment" (S.-H. Chiang, ed), Vol. 2, pp. 761-767. Proceedings Thirteenth Annual International Pittsburgh Coal Conference.

ROBBINS, E.I., CRAVOTTA, C.A., III, SAVELA, C.E., NORD, G.L. BALCIAUSKAS, K.A. and BELKIN, H.E. (1997). Hydrobiogeochemical interactions on calcite and gypsum in "anoxic" limestone drains in West Virginia and Pennsylvania. In "1997 International Ash Utilization Symposium", pp. 546-559. University of Kentucky, Lexington, K.Y.

ROBBINS, E.I., CRAVOTTA, C.A., III, SAVELA, C.E., and NORD, G.L., Jr. (1999). Hydrobiogeochemical interactions in « anoxic » limestone drains for neutralization of acidic mine drainage. *Fuel* 78, 259-270.

ROSE, H. E. (1945a). An investigation into the laws of flow of fluids through beds of granular materials. *Proc Inst Mech Eng, War Emergency Issues* 1-12:141-147

ROSE, H. E. (1945b). The isothermal flow of gases through beds of granular materials. *Proc Inst Mech Eng, War Emergency Issues* 1-12:148-153

SABIN, G.C.W. and D. HANSEN, (1994). The effects of particle shape and surface roughness on the hydraulic mean radius of a porous medium consisting of quarried rock. *Geotechnical Testing J. GTJODJ* 17: 43-49.

SCIENTIFIC SOFTWARE GROUP, (2006). Environmental and water resources software, site WEB consulté en décembre 2006. <http://www.scisoftware.com/environ->

mental_software/product_info.php?products_id=172&sessid=a9f37c09462e4e4fc9740e9461a8836a

SCRIP - Stonycreek-Conemaugh River Improvement Project, (2005). Restoring and promoting the upper Conemaugh watershed, AMD treatment. Site web visité le 15-01-05 : <http://www.scrip.pa-conservation.org/solution.htm>

SCHNEEBELI, G. (1955). Expériences sur la limite de validité de la loi de Darcy et l'apparition de la turbulence dans un écoulement de filtration. *La Houille Blanche*, n°2, Grenoble.

SINGER, P.C., STUMM, W. (1970). Acid mine drainage: The rate determining step. *Science*, 167:1121-1123.

SKOUSEN, J (1999). Overview of Passive Systems for Treating Acid Mine Drainage. Center for Agricultural and Natural Resources Development, West Virginia University Web site. <http://www.wvu.edu/~agexten/landrec/passtrt/passtrt.htm>. Site visité le 01-02-2005.

SRK (1991). Guide technique préliminaire sur le drainage rocheux acide. (une traduction de "Draft Acid Rock Drainage Technical Guide", 1989, BCAMD Task Force). Vol. I et II, Centre de Recherches Minérales, Québec.

ST-ARNAULT, M., BUSSIÈRE, B., POTVIN, R. (2005). Travaux de caractérisation préliminaires réalisés sur les drains dolomitiques du site Lorraine. Chaire CRSNG Polytechnique-UQAT en environnement et gestion des rejets miniers. Avril 2005.

STERNER, P.L., SKOUSEN, J.G., DONOVAN, J.J., (1998). Geochemistry of laboratory anoxic limestone drains. In Proc. 1998 National Meeting American Society

for Surface Mining and Reclamation, pp. 214-234. Princeton, W.V., American Society for Surface Mining and Reclamation.

STUMM, W., MORGAN, J.J. (1996). Aquatic Chemistry. Chemical equilibria and rates in natural waters. 3rd Edition. John Wiley & Sons, New York, N.Y., 1022 p.

SUN, Q., McDONALD, L.M., SKOUSEN J.G. (2000). Effect of armoring on limestone neutralization of AMD. In Proceedings, West Virginia Surface Mine Drainage Task Force Symposium, April 4-5, 2000, West Virginia University, Morgantown, WV.P. 93-102. <http://www.wvu.edu/~agexten/landrec/land.htm>.

TAYLOR, J., PAPE, S. and MURPHY, N. (2005). A Summary of Passive and Active Treatment Technologies for Acid and Metalliferous Drainage (AMD), Proceeding of the Fifth Australian Workshop on Acid Drainage (Eds LC Bell and RW McLean) pp. 151-191.

TODD, D. K. (1980). Groundwater hydrology, second edition. John Wiley & Sons.

TREMBLAY, G., HOGAN, C. (2002). "The Canadian orphaned/abandoned mines program". Symposium 2002 sur l'environnement et les mines. Rouyn-Noranda: Institut Canadien des Mines (ICM). Compte rendu de conférences sur cédérom, document s32a1035p544.

TRÉPANIÉ, S., TREMBLAY, F., BUSSIÈRE B. (2005). Étude d'une barrière physique visant à limiter l'impact de l'infiltration des racines sur la performance d'une CEBC. Symposium Rouyn- Noranda: L'Environnement et les Mines, mai 2005.

URS REPORT (2003). Passive and semi-active treatment of acid rock drainage from metal mines-state of the practice. Prepared for U.S. Army Corps of Engineers, Concord, Massachusetts by URS Corporation, Portland, Maine.

USGS (2008). Photographie tirée du site WEB du US Geological Survey visité en février 2008. http://toxics.usgs.gov/photo_gallery/aml.html

WALTON-DAY, K., (2003). Passive and active treatment of mine drainage, *In* Environmental Aspects of mine wastes, Jambor, J.L., Blowes, D.W. and Ritchie, A.I.M., (eds). Mineralogical Association of Canada. Vol. 31, p.335-359.

WATERLOO HYDROGEOLOGIC, (2002). Visual Modflow Pro v.3.0 User's Manual. For Professional Applications in Three-Dimensional Groundwater Flow and Contaminant Transport Modeling, Waterloo Hydrogeologic Inc.

WATZLAF, G.R., KLEINHENZ, J.W., ODOSKI, J.R. and HEDIN, R.S. (1994). The performance of the Jennings Environmental Center anoxic limestone drain: U.S. Bureau of Mines Special Publication SP 06B, p. 427.

WATZLAF, G.R., (1997). Passive treatment of acid mine drainage in down-flow limestone systems. In Proc. 1997 National Meeting American Society for Surface Mining and Reclamation, pp. 611-622. Princeton, W.V., American Society for Surface Mining and Reclamation.

WATZLAF, G.R., SCHROEDER, K.T., and KAIRIES, C. (2000a). Long-term performance of anoxic limestone drains for the treatment of mine drainage. *Mine Water Environment*. 19, 98-110.

WATZLAF, G.R., SCHROEDER, K.T., and KAIRIES, C. (2000b). Long-term performance of alkalinity-producing passive systems for the treatment of mine drainage. In "proceedings of the 2000 National Meeting of the American Society for Surface Mining and Reclamation", pp.262-274. American Society for Surface Mining and Reclamation, Princeton, WV.

WATZLAF, G.R., SCHROEDER, K.T., KLEINMANN, R.L.P. KAIRIES, C.L and NAIRN, R.W. (2004). The Passive Treatment of Coal Mine Drainage, National Energy Technology Laboratory, Department of Energy, Report DOE/NETL-2004/1202, 72p.

WHS (2007). Communication personnelle de Charles Poirier par courriel avec le support technique de Waterloo Hydrogeological Software (HWS), 12 mars.

WVU (2008). Photographie tirée du site WEB de West Virginia University, visité en février 2008. <http://www.wvu.edu/~agexten/landrec/passtr/passtr.htm>

YOUNGER, P.L., BANWART, S.A, HEDIN, R.S, (2002). Mine Water Hydrology, Pollution, Remediation. Kluwer Academic Publishers, 442 p.

ZAGURY, G.J., KULNIEKS, V., NECULITA, C.M. (2006) Characterization and reactivity assessment of organic substrates for sulphate-reducing bacteria in acid mine drainage treatment. *Chemosphere* 64(6): 944-954.

ZIEMKIEWICZ P.F., SKOUSEN, J.G., BRANT, D.L., STERNER, P.L., LOVETT, R.J., (1997). Acid mine drainage treatment with armoured limestone in open limestone channels. *Journal of Environmental Quality*, vol. 26, pp. 1017-1024.

ZIEMKIEWICZ P.F., SKOUSEN, J.G. and SIMMONS, J. (2003). Long Term Performance of Passive Acid Mine Drainage Treatment Systems. *Mine water and the environment*, vol 22, pp 118-129.

ANNEXES

ANNEXE 1 : Tableaux des granulométries d'une gamme de matériaux permettant l'estimation de leur surface spécifique massique

Tel que mentionné précédemment, l'équation 3.17 permet le calcul de la surface spécifique massique par la méthode de Chapuis et Légaré (1992). Cette méthode requiert la tabulation des produits $\alpha\beta$ où α égale la différence ($P_{N_{o D}} - P_{N_{o d}}$), qui correspond au pourcentage des grains ayant des diamètres inférieurs au diamètre D ($P_{N_{o D}}$) et supérieurs au diamètre d ($P_{N_{o d}}$) ; β égale le rapport $6/d\rho_s$.

Tableau A1.1 : Données granulométriques du matériau 1, correspondant à la moyenne des données mesurées dans trois tranchées du drain dolomitique Dol-1 du site de Lorraine (selon les données de St-Arnault et al., 2005).

No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{N_{o D}} - P_{N_{o d}}$	$\beta =$ $6/d\rho_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
3"	75,0	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
-	45,0	19,5	19,5	80,5	0,195	0,048	9,3E-03
1,5"	37,5	11,1	30,6	69,4	0,111	0,057	6,3E-03
-	26,5	27,8	58,4	41,6	0,278	0,081	2,2E-02
-	22,4	14,1	72,6	27,4	0,141	0,096	1,4E-02
-	19,0	10,6	83,2	16,8	0,106	0,113	1,2E-02
-	13,2	14,1	97,2	2,8	0,141	0,162	2,3E-02
-	9,5	2,0	99,2	0,8	0,020	0,226	4,5E-03
-	6,7	0,8	100,0	0,0	0,008	0,320	2,5E-03

Tableau A1.2 : Données granulométriques du matériau 2

No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{No D} - P_{No d}$	$\beta =$ $6/d\rho_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
2"	50,80	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
1,5"	38,10	3,0	3,0	97,0	0,030	0,0562	1,7E-03
1"	25,40	10,0	13,0	87,0	0,100	0,0844	8,4E-03
0,75"	19,10	38,0	51,0	49,0	0,380	0,1122	4,3E-02
0,5"	12,70	29,5	80,5	19,5	0,295	0,1687	5,0E-02
0,375"	9,50	9,3	89,8	10,2	0,093	0,2256	2,1E-02
0,25"	6,35	6,5	96,3	3,7	0,065	0,3375	2,2E-02
4	4,76	2,5	98,8	1,2	0,025	0,4502	1,1E-02
6	3,35	1,2	100,0	0,0	0,012	0,6397	7,7E-03

Tableau A1.3 : Données granulométriques du matériau 3

No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{No D} - P_{No d}$	$\beta =$ $6/d\rho_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
1"	25,40	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
0,75"	19,10	1,0	1,0	99,0	0,010	0,112	1,1E-03
0,5"	12,70	5,0	6,0	94,0	0,050	0,169	8,4E-03
0,375"	9,50	16,0	22,0	78,0	0,160	0,226	3,6E-02
0,25"	6,35	41,0	63,0	37,0	0,410	0,337	1,4E-01
4	4,76	26,5	89,5	10,5	0,265	0,450	1,2E-01
6	3,35	8,0	97,5	2,5	0,080	0,640	5,1E-02
8	2,38	2,0	99,5	0,5	0,020	0,900	1,8E-02
10	2,00	0,5	100,0	0,0	0,005	1,071	5,4E-03

Tableau A1.4 : Données granulométriques du matériau 4

No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{N_{oD}} - P_{N_{od}}$	$\beta =$ $6/dp_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
3/4"	19,10	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
1/2"	12,70	2,5	2,5	97,5	0,025	0,169	4,2E-03
3/8"	9,52	7,0	9,5	90,5	0,070	0,225	1,6E-02
3	6,35	33,0	42,5	57,5	0,330	0,337	1,1E-01
4	4,76	28,0	70,5	29,5	0,280	0,450	1,3E-01
6	3,35	20,0	90,5	9,5	0,200	0,640	1,3E-01
8	2,38	6,0	96,5	3,5	0,060	0,900	5,4E-02
10	2,00	2,0	98,5	1,5	0,020	1,071	2,1E-02
14	1,40	1,0	99,5	0,5	0,010	1,531	1,5E-02
16	1,19	0,5	100,0	0,0	0,005	1,801	9,0E-03

Tableau A1.5 : Données granulométriques du matériau 5

No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{N_{oD}} - P_{N_{od}}$	$\beta =$ $6/dp_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
1/2"	12,70	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
3/8"	9,52	2,0	2,0	98,0	0,020	0,225	4,5E-03
3	6,35	10,0	12,0	88,0	0,100	0,337	3,4E-02
4	4,76	20,0	32,0	68,0	0,200	0,450	9,0E-02
6	3,35	31,0	63,0	37,0	0,310	0,640	2,0E-01
8	2,38	26,5	89,5	10,5	0,265	0,900	2,4E-01
10	2,00	5,5	95,0	5,0	0,055	1,071	5,9E-02
16	1,19	3,5	98,5	1,5	0,035	1,801	6,3E-02
20	0,84	1,0	99,5	0,5	0,010	2,551	2,6E-02
30	0,59	0,5	100,0	0,0	0,005	3,632	1,8E-02

Tableau A1.6 : Données granulométriques du matériau 6

No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{N_{oD}} - P_{N_{od}}$	$\beta =$ $6/d\rho_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
3/8"	9,52	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
3	6,35	4,0	4,0	96,0	0,040	0,337	1,3E-02
4	4,76	9,0	13,0	87,0	0,090	0,450	4,1E-02
6	3,35	26,0	39,0	61,0	0,260	0,640	1,7E-01
8	2,38	35,0	74,0	26,0	0,350	0,902	3,2E-01
10	2,00	12,5	86,5	13,5	0,125	1,071	1,3E-01
14	1,40	9,0	95,5	4,5	0,090	1,531	1,4E-01
20	0,84	4,5	100,0	0,0	0,045	2,551	1,1E-01

Tableau A1.7 : Données granulométriques du matériau 7

No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{N_{oD}} - P_{N_{od}}$	$\beta =$ $6/d\rho_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
4	4,76	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
6	3,35	3,0	3,0	97,0	0,030	0,640	1,9E-02
8	2,38	16,0	19,0	81,0	0,160	0,900	1,4E-01
10	2,00	21,5	40,5	59,5	0,215	1,071	2,3E-01
14	1,40	44,0	84,5	15,5	0,440	1,531	6,7E-01
20	0,84	12,0	96,5	3,5	0,120	2,551	3,1E-01
30	0,59	3,0	99,5	0,5	0,030	3,632	1,1E-01
50	0,30	0,5	100,0	0,0	0,005	7,215	3,6E-02

Tableau A1.8 : Données granulométriques du matériau 8

No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{No D} - P_{No d}$	$\beta =$ $6/d\rho_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
6	3,35	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
10	2,00	6,0	6,0	94,0	0,060	1,071	6,4E-02
14	1,40	25,0	31,0	69,0	0,250	1,531	3,8E-01
16	1,19	34,0	65,0	35,0	0,340	1,801	6,1E-01
20	0,84	26,0	91,0	9,0	0,260	2,551	6,6E-01
-	0,64	5,0	96,0	4,0	0,050	3,348	1,7E-01
40	0,42	3,0	99,0	1,0	0,030	5,102	1,5E-01
60	0,25	1,0	100,0	0,0	0,010	8,571	8,6E-02

Tableau A1.9 : Données granulométriques du matériau 9

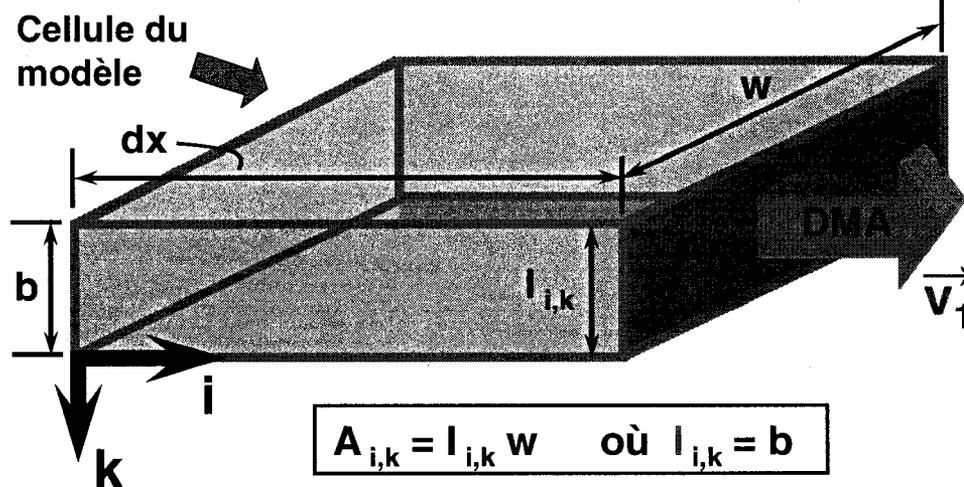
No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{No D} - P_{No d}$	$\beta =$ $6/d\rho_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
8	2,38	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
10	2,00	1,2	1,2	98,8	0,012	1,071	1,3E-02
14	1,40	4,5	5,7	94,3	0,045	1,531	6,9E-02
16	1,19	12,0	17,7	82,3	0,120	1,801	2,2E-01
20	0,84	51,8	69,5	30,5	0,518	2,551	1,3E+00
30	0,59	22,0	91,5	8,5	0,220	3,632	8,0E-01
40	0,42	7,0	98,5	1,5	0,070	5,102	3,6E-01
50	0,30	1,5	100,0	0,0	0,015	7,215	1,1E-01

Tableau A1.10 : Données granulométriques du matériau 10

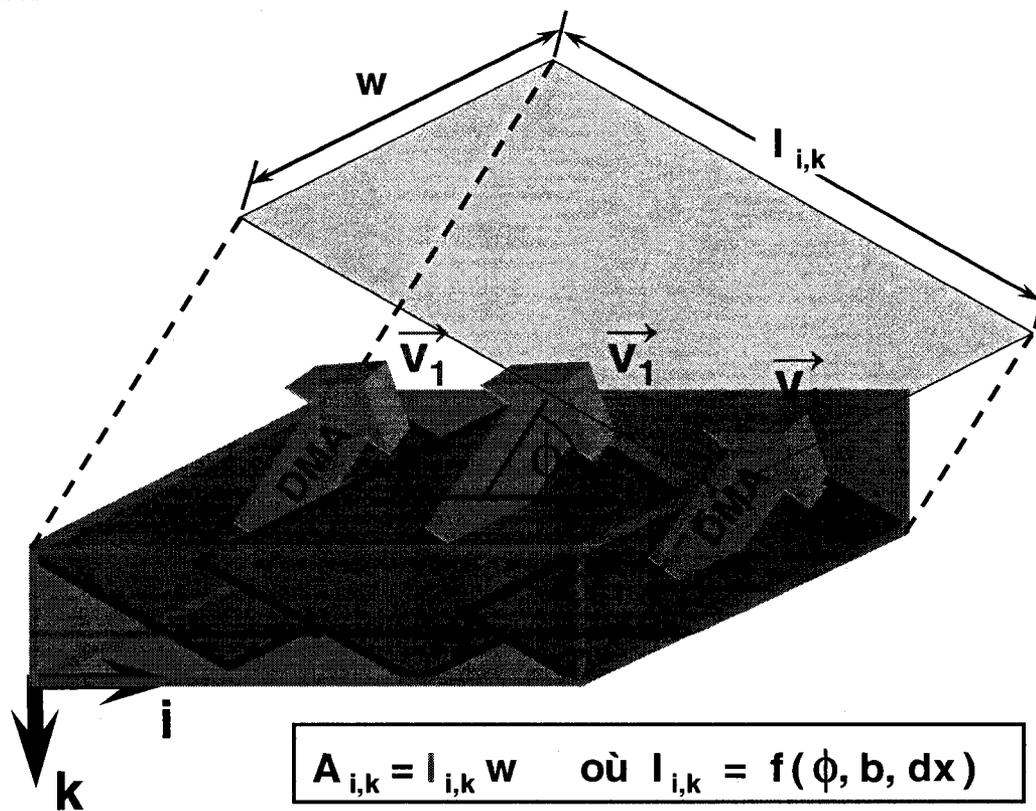
No de tamis (U.S. Std ou en po.)	d maille (mm) U.S. Std.	% retenu	% cumulatif retenu	% cumulatif traversant chaque tamis	$\alpha =$ $P_{N_{0D}} - P_{N_{0d}}$	$\beta =$ $6/dp_s$ (m ² /kg)	$S_m = \alpha\beta$ (m ² /kg)
14	1,40	0,0	0,0	100,0	n/a	n/a	n/a
16	1,19	1,5	1,5	98,5	0,015	1,801	2,7E-02
18	1,00	5,0	6,5	93,5	0,050	2,143	1,1E-01
20	0,84	11,0	17,5	82,5	0,110	2,551	2,8E-01
30	0,59	52,3	69,8	30,2	0,523	3,632	1,9E+00
40	0,42	22,0	91,8	8,2	0,220	5,102	1,1E+00
50	0,30	6,2	98,0	2,0	0,062	7,215	4,5E-01
60	0,25	1,5	99,5	0,5	0,015	8,571	1,3E-01
100	0,15	0,5	100,0	0,0	0,005	14,382	7,2E-02

**ANNEXE 2 : Schéma développé pour le calcul des
gradients hydrauliques dans l'algorithme de
calcul de l'analyse paramétrique**

Cas d'un écoulement horizontal ($\phi = 0$)

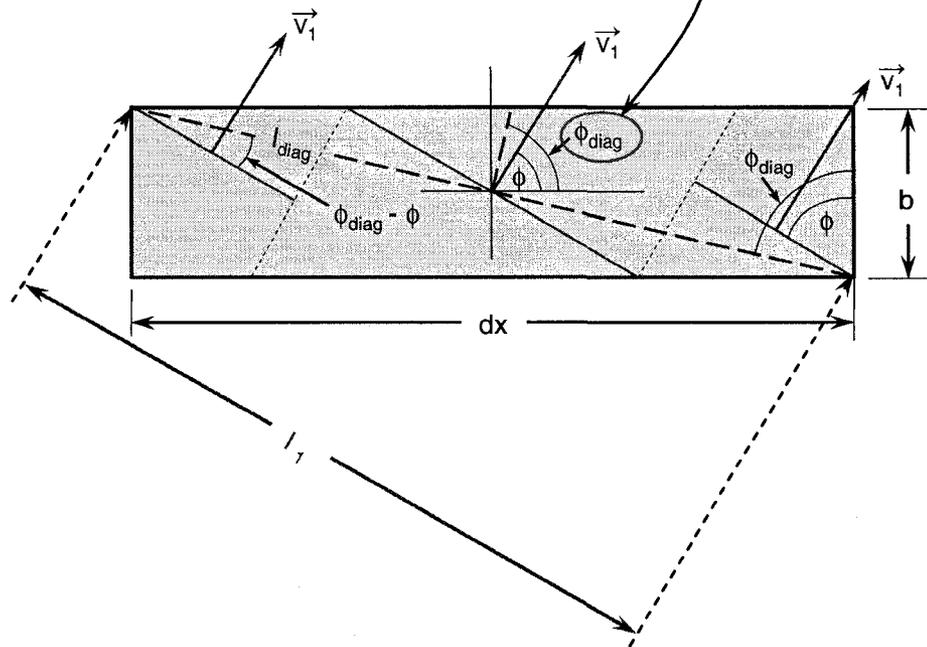


Cas d'un écoulement incliné ($\phi > 0$)



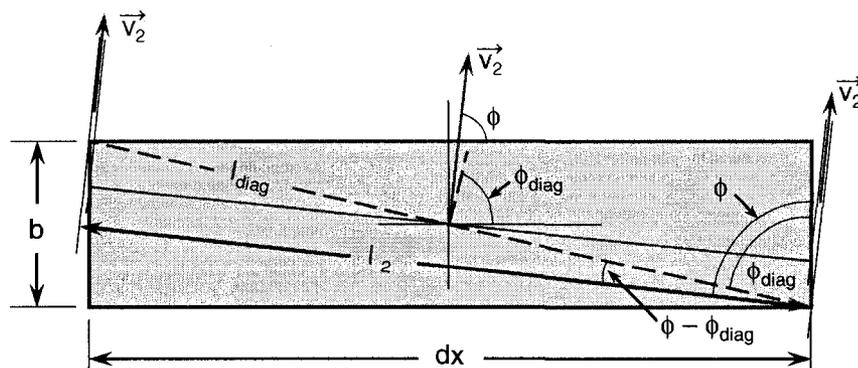
Lorsque $\phi > 0$, 2 cas sont possibles en fonction de l'angle du segment diagonal d'une cellule, défini par ϕ_{diag} :

CAS 1 : $\phi \leq \phi_{\text{diag}}$



$$l_{i,k} = [b^2 + (dx)^2]^{0,5} \cos(\text{acrtg}(dx / b) - \phi)$$

CAS 2 : $\phi > \phi_{\text{diag}}$



$$l_{i,k} = [b^2 + (dx)^2]^{0,5} \cos(\phi - \text{acrtg}(dx / b))$$

ANNEXE 3 : Paramètres dimensionnels des sections de drains à l'étude

Les figures A3.1 et A3.2 réfèrent aux paramètres dimensionnels définis ci-dessous.

A_k aire de section d'une couche d'indice k d'un drain.

$A_{k \text{ cumul}}$ cumul de l'aire de section de la couche d'indice k et des couches sous elle.

A_k/A proportion de l'aire de section de chaque couche sur l'aire totale

$(A_k/A)_{\text{cumul}}$ cumul de A_k/A de la couche d'indice k et des couches sous elle.

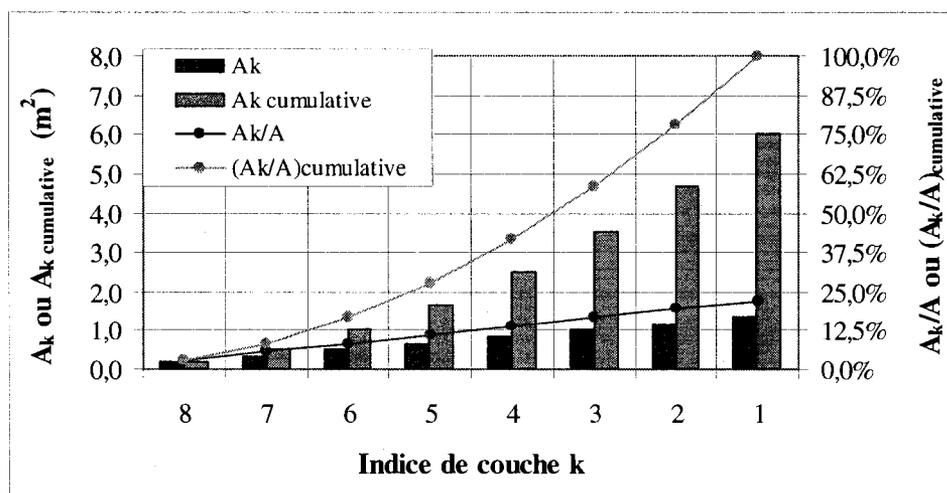


Figure A3.1 : Valeurs des paramètres dimensionnels pour la géométrie 1.

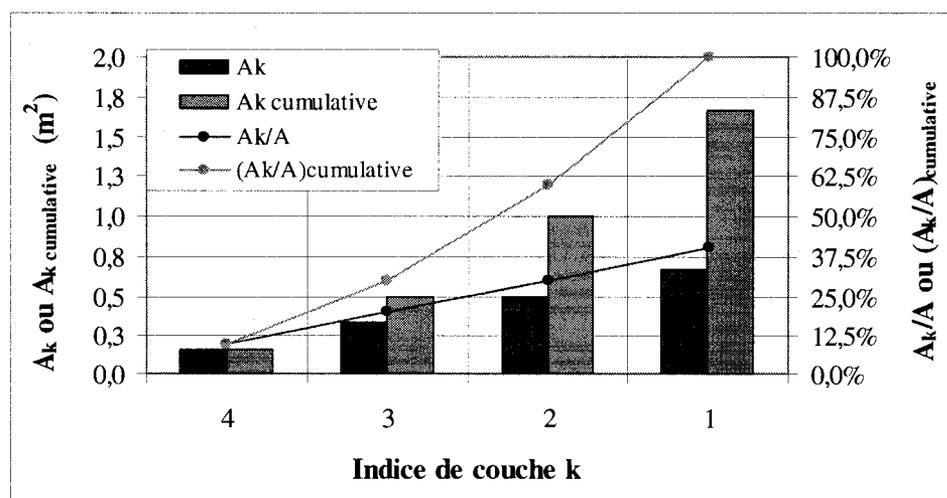


Figure A3.2 : Valeurs des paramètres dimensionnels pour la géométrie 2.

**ANNEXE 4 : Tableaux des valeurs de conductivités
hydrauliques pour chaque configuration de
drain**

Tableau A4.1 : Conductivités hydrauliques calculées en fonction de η (équation 3.25) pour les configurations de géométrie 1 lorsque $S_0 = 1\%$.

Couche du DAC	111A-10				111A-20			
	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
2	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
3	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
4	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
5	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
6	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
7	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
8	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01

Couche du DAC	112A-10				112A-20			
	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
2	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
3	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	4	3,3E-03	3,2E-02	2,2E-01
4	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
5	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
6	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
7	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
8	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02

Couche du DAC	113A-10			
	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	3	6,1E-03	5,8E-02	4,0E-01
2	3	6,1E-03	5,8E-02	4,0E-01
3	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01
4	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01
5	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01
6	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
7	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
8	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02

Tableau A4.2 : Conductivités hydrauliques calculées en fonction de η (équation 3.25) pour les configurations de géométrie 1 lorsque $So = 6\%$.

Couche du DAC	111B-10				111B-20			
	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
2	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
3	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
4	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
5	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
6	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
7	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
8	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02

Couche du DAC	112B-10				112B-20			
	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
2	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
3	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
4	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
5	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
6	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
7	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
8	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03

Couche du DAC	113B-10			
	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01
2	5	1,6E-03	1,5E-02	1,1E-01
3	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
4	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
5	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
6	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03
7	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03
8	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03

Tableau A4.3 : Conductivités hydrauliques calculées en fonction de η (équation 3.25) pour les configurations de géométrie 1 lorsque $S_o = 12\%$.

Couche du DAC	111C-10				111C-30			
	Granulométrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$	Granulométrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
2	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
3	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
4	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
5	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
6	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
7	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
8	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02

Couche du DAC	111C-40				112C-10			
	Granulométrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$	Granulométrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
2	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
3	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
4	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
5	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
6	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
7	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
8	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03

Couche du DAC	112C-20				112C-30			
	Granulométrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$	Granulométrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
2	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
3	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
4	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	7	4,0E-04	3,8E-03	2,6E-02
5	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
6	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
7	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
8	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03

Tableau A4.3 (fin)

Couche du DAC	112C-40				112C-50			
	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
2	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
3	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
4	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03
5	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03
6	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03
7	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03
8	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03	9	1,0E-04	9,8E-04	6,7E-03

Couche du DAC	113C-10			
	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
2	6	9,0E-04	8,6E-03	5,9E-02
3	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
4	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
5	8	1,9E-04	1,8E-03	1,3E-02
6	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
7	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03
8	10	5,1E-05	4,8E-04	3,3E-03

Tableau A4.4 : Conductivités hydrauliques calculées en fonction de η (équation 3.25) pour les configurations de géométrie 2 lorsque $So = 6\%$.

Couche du DAC	211B-10				211B-20			
	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	3	6,1E-03	5,8E-02	4,0E-01	2	2,6E-02	2,5E-01	1,7E+00
2	3	6,1E-03	5,8E-02	4,0E-01	2	2,6E-02	2,5E-01	1,7E+00
3	3	6,1E-03	5,8E-02	4,0E-01	2	2,6E-02	2,5E-01	1,7E+00
4	3	6,1E-03	5,8E-02	4,0E-01	2	2,6E-02	2,5E-01	1,7E+00

Tableau A4.4 (fin)

		211B-30		
Couche du DAC	Granulo- métrie	$K_{\eta=0,25}$	$K_{\eta=0,35}$	$K_{\eta=0,45}$
		(m/s)	(m/s)	(m/s)
1	1	7,8E-02	7,5E-01	5,1E+00
2	1	7,8E-02	7,5E-01	5,1E+00
3	1	7,8E-02	7,5E-01	5,1E+00
4	1	7,8E-02	7,5E-01	5,1E+00

**ANNEXE 5 : Valeurs des variables hydrauliques obtenues
par calculs**

Tableau A5.1 : Résultats des variables hydrauliques pour les configurations de géométrie 1 lorsque h est variée, avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 1\%$.

Variable étudiée ; valeur	Configu-ration de drain	Numéro de la simulation	T (h)	$t_{ic \text{ min}}$ (h)	T_u (h)	$X(T_{u,20,k \text{ sup}})^1$	S (Mm^2)	S / S_{max}	S_r	CHU (m^3/d)	$(h_{1,k \text{ max}} - z_{1,1})$ (m)	R (μm)
K ; $K_{\eta_1=0,25}$		111A-1025-Q3	72,4	69,5	70,0	22%	0,552	100%	100%	8,4	1,53	162,9
K ; $K_{\eta_1=0,35}$	111A-10	111A-1035-Q3	79,3	76,8	72,0	24%	0,376	78%	78%	80,0	-0,30	263,1
K ; $K_{\eta_1=0,45}$		111A-1045-Q3	85,5	83,0	57,8	34%	0,267	66%	66%	548,5	-0,53	399,7
K ; $K_{\eta_1=0,25}$		111A-2025-Q3	72,5	69,6	70,4	22%	0,366	100%	100%	17,3	0,44	245,5
K ; $K_{\eta_1=0,35}$	111A-20	111A-2035-Q3	71,2	67,0	68,2	27%	0,226	71%	71%	165,0	-0,43	396,5
K ; $K_{\eta_1=0,45}$		111A-2045-Q3	83,9	77,4	59,6	32%	0,174	65%	65%	1130,7	-0,56	602,5
K ; $K_{\eta_1=0,25}$		112A-1025-Q3	72,5	52,6	53,9	29%	0,846	100%	100%	6,3	2,22	106,4
K ; $K_{\eta_1=0,35}$	112A-10	112A-1035-Q3	84,0	59,3	60,4	36%	0,654	89%	83%	60,4	-0,20	160,7
K ; $K_{\eta_1=0,45}$		112A-1045-Q3	86,9	54,1	33,9	75%	0,487	78%	67%	414,3	-0,49	223,0
K ; $K_{\eta_1=0,25}$		112A-2025-Q3	72,5	42,3	43,7	35%	0,884	100%	100%	10,5	1,11	101,7
K ; $K_{\eta_1=0,35}$	112A-20	112A-2035-Q3	78,3	38,2	41,4	53%	0,695	91%	78%	100,2	-0,28	140,7
K ; $K_{\eta_1=0,45}$		112A-2045-Q3	86,1	36,3	40,1	73%	0,558	86%	67%	686,8	-0,48	192,9
K ; $K_{\eta_1=0,25}$		113A-1025-Q3	72,4	37,5	45,3	34%	0,540	100%	100%	17,0	0,46	166,5
K ; $K_{\eta_1=0,35}$	113A-10	113A-1035-Q3	74,9	40,5	37,2	27%	0,404	86%	74%	162,3	-0,32	231,0
K ; $K_{\eta_1=0,45}$		113A-1045-Q3	84,9	47,7	42,1	40%	0,316	80%	66%	1112,6	-0,53	336,3

¹ Les valeurs en caractères gras sont issues de $X(T_{20, k \text{ sup}+1})$ pour les raisons présentées à la section 5.4.2.

Tableau A5.2 : Résultats des variables hydrauliques pour les configurations de géométrie 1 lorsque h est variée, avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 6\%$.

Variable étudiée ; valeur	Configu- ration de drain	Numéro de la simulation	T (h)	$t_{c \text{ min}}$ (h)	T_u (h)	$X(T_{u,20,k \text{ sup}})^1$	S (Mm^2)	S/ S_{max}	S_r	CHU (m^3/d)	$(h_{1,k \text{ max}} - z_{1,1})$ (m)	R (μm)
K ; $K_{\eta=0,25}$		111B-1025-Q3	72,4	69,6	70,7	22%	1,147	100%	100%	12,3	5,09	78,4
K ; $K_{\eta=0,35}$	111B-10	111B-1035-Q3	36,9	35,9	36,7	35%	0,369	37%	37%	117,2	-0,71	126,7
K ; $K_{\eta=0,45}$		111B-1045-Q3	21,6	21,5	21,7	74%	0,141	17%	17%	803,2	-1,15	192,5
K ; $K_{\eta=0,25}$		111B-2025-Q3	72,3	69,5	70,4	22%	0,697	100%	100%	28,1	0,22	129,0
K ; $K_{\eta=0,35}$	111B-20	111B-2035-Q3	23,9	23,3	24,1	48%	0,144	24%	24%	268,0	-0,95	208,4
K ; $K_{\eta=0,45}$		111B-2045-Q3	18,8	17,9	17,9	100%	0,075	15%	15%	1836,9	-1,25	316,6
K ; $K_{\eta=0,25}$		112B-1025-Q3	72,3	52,7	54,5	28%	1,686	100%	100%	9,3	7,89	53,4
K ; $K_{\eta=0,35}$	112B-10	112B-1035-Q3	55,9	30,6	36,4	46%	1,018	70%	55%	88,8	-0,39	68,6
K ; $K_{\eta=0,45}$		112B-1045-Q3	44,7	37,5	42,7	35%	0,681	55%	34%	608,8	-0,68	82,0
K ; $K_{\eta=0,25}$		112B-2025-Q3	72,2	42,2	43,7	35%	1,693	100%	100%	17,1	2,70	53,1
K ; $K_{\eta=0,35}$	112B-20	112B-2035-Q3	54,9	15,4	27,2	45%	1,192	81%	54%	162,6	-0,40	57,5
K ; $K_{\eta=0,45}$		112B-2045-Q3	46,6	38,2	43,7	34%	0,761	61%	37%	1114,5	-0,66	78,1
K ; $K_{\eta=0,25}$		113B-1025-Q3	72,1	36,5	44,1	35%	1,071	100%	100%	26,6	0,45	83,9
K ; $K_{\eta=0,35}$	113B-10	113B-1035-Q3	45,1	32,0	39,9	38%	0,584	63%	45%	254,0	-0,55	96,8
K ; $K_{\eta=0,45}$		113B-1045-Q3	31,6	22,2	30,4	31%	0,313	40%	24%	1740,6	-0,89	126,0

¹ Les valeurs en caractères gras sont issues de $X(T_{20, k \text{ sup}+1})$ pour les raisons présentées à la section 5.4.2.

Tableau A5.3 : Résultats des variables hydrauliques pour les configurations de géométrie 2 lorsque h est variée, avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 6\%$.

Variable étudiée ; valeur	Configu- ration de drain	Numéro de la simulation	T (h)	$t_{ic, min}$ (h)	T_u (h)	$X(T_{u, 20, k, sup})^1$	S (Mm^2)	S / S_{max}	S_r	CHU (m^3/d)	$(h_{1, kmax} - z_{1,1})$ (m)	R (μm)
K ; $K_{\eta}=0,25$	211B-10	211B-1025-Q3	12,0	11,5	11,7	46%	0,047	60%	60%	52,8	-0,20	314,9
K ; $K_{\eta}=0,35$		211B-1035-Q3	3,5	3,6	3,6	100%	0,009	12%	12%	502,9	-0,58	508,8
K ; $K_{\eta}=0,45$		211B-1045-Q3	2,4	2,6	2,6	100%	0,004	7%	7%	3446,7	-0,69	773,0
K ; $K_{\eta}=0,25$	211B-20	211B-2025-Q3	3,9	3,7	4,0	80%	0,007	19%	19%	225,1	-0,49	725,9
K ; $K_{\eta}=0,35$		211B-2035-Q3	2,0	2,5	2,5	100%	0,002	8%	8%	2146,2	-0,67	1172,6
K ; $K_{\eta}=0,45$		211B-2045-Q3	Div	Div	Div	Div	Div	Div	Div	14709,7	Div	Div
K ; $K_{\eta}=0,25$	211B-30	211B-3025-Q3	2,2	2,3	2,3	100%	0,002	11%	11%	675,5	-0,61	1280,1
K ; $K_{\eta}=0,35$		211B-3035-Q3	Div	Div	Div	Div	Div	Div	Div	6439,7	Div	Div
K ; $K_{\eta}=0,45$		211B-3045-Q3	Div	Div	Div	Div	Div	Div	Div	44135,9	Div	Div
K ; $K_{\eta}=0,25$	211B-30*	211B-3025-Q4	0,9	0,9	0,9	34%	0,017	88%	88%	675,5	-0,06	1280,1
K ; $K_{\eta}=0,35$		211B-3035-Q4	0,2	0,2	0,2	100%	0,003	16%	16%	6439,7	0,00	2067,8
K ; $K_{\eta}=0,45$		211B-3045-Q4	Div	Div	Div	Div	Div	Div	Div	44135,9	Div	Div

Tableau A5.4 : Résultats des variables hydrauliques pour les configurations de géométrie 1 lorsque η est variée et avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$ et $S_0 = 12\%$.

Variable étudiée ; valeur	Configu- ration de drain	Numéro de la simulation	T (h)	$t_{ic \text{ min}}$ (h)	T_u (h)	$X(T_{u \text{ 20,k sup}})^1$	S (Mm ²)	S/ S_{max}	S_t	CHU (m ³ /d)	$(h_{1, \text{kmax}} - z_{1,1})$ (m)	R (μm)
K ; $K_{\eta=0,25}$		111C-1025-Q3	71,9	69,5	70,6	22%	1,608	100%	100%	12,0	10,65	55,9
K ; $K_{\eta=0,35}$	111C-10	111C-1035-Q3	31,8	30,7	31,3	35%	0,439	31%	31%	114,3	-0,72	90,3
K ; $K_{\eta=0,45}$		111C-1045-Q3	13,0	10,5	12,0	79%	0,118	10%	10%	783,2	-1,18	137,3
K ; $K_{\eta=0,25}$		111C-3025-Q3	71,9	69,4	70,6	22%	1,145	100%	100%	24,6	1,53	78,4
K ; $K_{\eta=0,35}$	111C-30	111C-3035-Q3	18,8	18,3	18,8	44%	0,184	19%	19%	234,4	-0,93	127,9
K ; $K_{\eta=0,45}$		111C-3045-Q3	10,5	9,0	9,0	100%	0,068	8%	8%	1606,4	-1,26	193,6
K ; $K_{\eta=0,25}$		111C-4025-Q3	40,6	39,4	40,6	26%	0,393	56%	56%	56,2	-0,42	129,0
K ; $K_{\eta=0,35}$	111C-40	111C-4035-Q3	11,8	11,6	11,8	52%	0,069	11%	12%	536,0	-1,12	212,5
K ; $K_{\eta=0,45}$		111C-4045-Q3	4,9	4,9	4,9	100%	0,048	7%	7%	3673,7	-1,30	130,7
K ; $K_{\eta=0,25}$		112C-1025-Q3	72,2	55,3	57,1	27%	2,018	100%	100%	9,5	15,23	44,5
K ; $K_{\eta=0,35}$	112C-10	112C-1035-Q3	49,5	28,5	41,6	39%	1,037	59%	49%	90,9	-0,48	59,7
K ; $K_{\eta=0,45}$		112C-1045-Q3	25,4	22,5	24,2	39%	0,409	28%	20%	623,1	-0,91	77,5
K ; $K_{\eta=0,25}$		112C-2025-Q3	72,2	44,3	46,8	33%	1,954	100%	100%	15,7	6,52	46,0
K ; $K_{\eta=0,35}$	112C-20	112C-2035-Q3	50,9	15,0	39,8	21%	1,203	71%	51%	149,3	-0,45	52,9
K ; $K_{\eta=0,45}$		112C-2045-Q3	25,6	22,4	25,3	37%	0,421	29%	20%	1023,2	-0,91	76,0

¹ Les valeurs en caractères gras sont issues de $X(T_{20, \text{k sup}+1})$ pour les raisons présentées à la section 5.4.2.

Tableau A5.4 (suite et fin)

Variable étudiée ; valeur	Configu- ration de drain	Numéro de la simulation	T (h)	$t_{e\ min}$ (h)	T_u (h)	$X(T_{20,k\ sup})^1$	S (Mm^2)	S/ S_{max}	S_r	CHU (m^3/d)	$(h_{1,k\ max} - z_{1,1})$ (m)	R (μm)
K ; $K_{\eta}=0,25$		112C-3025-Q3	72,2	52,7	54,1	29%	1,684	100%	100%	18,6	4,33	53,3
K ; $K_{\eta}=0,35$	112C-30	112C-3035-Q3	40,0	16,2	32,3	36%	0,860	59%	40%	177,7	-0,53	58,1
K ; $K_{\eta}=0,45$		112C-3045-Q3	25,1	20,3	23,5	36%	0,389	31%	19%	1217,6	-0,90	80,7
K ; $K_{\eta}=0,25$		112C-4025-Q3	66,0	37,1	38,8	31%	1,637	97%	92%	34,1	-0,03	50,5
K ; $K_{\eta}=0,35$	112C-40	112C-4035-Q3	46,6	6,7	36,8	10%	1,136	77%	46%	325,2	-0,51	51,2
K ; $K_{\eta}=0,45$		112C-4045-Q3	24,6	21,3	24,1	37%	0,394	32%	19%	2229,1	-0,93	78,2
K ; $K_{\eta}=0,25$		112C-5025-Q3	64,4	37,7	41,0	30%	1,243	95%	90%	35,4	-0,06	64,9
K ; $K_{\eta}=0,35$	112C-50	112C-5035-Q3	44,4	9,0	46,3	1%	0,791	69%	44%	337,9	-0,55	70,1
K ; $K_{\eta}=0,45$		112C-5045-Q3	17,1	12,7	15,5	50%	0,189	20%	13%	2316,1	-1,07	111,8
K ; $K_{\eta}=0,25$		113C-1025-Q3	72,2	36,0	42,9	36%	1,473	100%	100%	28,9	0,26	60,8
K ; $K_{\eta}=0,35$	113C-10	113C-1035-Q3	41,8	26,0	35,1	36%	0,776	61%	41%	276,0	-0,53	67,2
K ; $K_{\eta}=0,45$		113C-1045-Q3	24,7	20,5	25,0	34%	0,375	35%	19%	1891,5	-0,89	82,6

¹ Les valeurs en caractères gras sont issues de $X(T_{20, k\ sup+1})$ pour les raisons présentées à la section 5.4.2.

Tableau A5.5 : Résultats des variables hydrauliques pour les configurations de géométrie 1 lorsque Q est varié, avec $h = 0,35$ et $S_0 = 1\%$.

Variable étudiée ; valeur	Configu- ration de drain	Numéro de la simulation	T (h)	$t_{ic\ min}$ (h)	T_u (h)	$X(T_{20,k\ sup})$	S (Mm^2)	S/ S_{max}	S_r	CHU (m^3/d)	$(h_{1,kmax} - z_{1,1})$ (m)	R (μm)
Q ; 5 m^3/d		111A-1035-Q1	400,3	370,3	n/c	n/c	0,317	66%	66%	80,0	n/c	263,1
Q ; 15 m^3/d	111A-10	111A-1035-Q2	143,5	140,9	n/c	n/c	0,341	71%	71%	80,0	n/c	263,1
Q ; 30 m^3/d		111A-1035-Q3	79,3	76,8	n/c	n/c	0,376	78%	78%	80,0	-0,30	263,1
Q ; 5 m^3/d		111A-2035-Q1	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	165,0	n/c	n/c
Q ; 15 m^3/d	111A-20	111A-2035-Q2	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	165,0	n/c	n/c
Q ; 30 m^3/d		111A-2035-Q3	71,2	67,0	n/c	n/c	0,226	71%	71%	165,0	-0,43	396,5
Q ; 5 m^3/d		112A-1035-Q1	408,1	243,9	n/c	n/c	0,577	79%	67%	60,4	n/c	147,2
Q ; 15 m^3/d	112A-10	112A-1035-Q2	150,3	99,2	n/c	n/c	0,612	83%	75%	60,4	n/c	153,7
Q ; 30 m^3/d		112A-1035-Q3	84,0	59,3	n/c	n/c	0,654	89%	83%	60,4	-0,20	160,7
Q ; 5 m^3/d		112A-2035-Q1	404,9	161,4	n/c	n/c	0,661	86%	67%	100,2	n/c	127,4
Q ; 15 m^3/d	112A-20	112A-2035-Q2	144,5	66,9	n/c	n/c	0,676	88%	72%	100,2	n/c	133,5
Q ; 30 m^3/d		112A-2035-Q3	78,3	38,2	n/c	n/c	0,695	91%	78%	100,2	-0,28	140,7
Q ; 5 m^3/d		113A-1035-Q1	397,6	231,6	n/c	n/c	0,374	80%	66%	162,3	n/c	221,5
Q ; 15 m^3/d	113A-10	113A-1035-Q2	140,3	73,0	n/c	n/c	0,390	83%	70%	162,3	n/c	225,1
Q ; 30 m^3/d		113A-1035-Q3	74,9	40,5	n/c	n/c	0,404	86%	74%	162,3	-0,32	231,0

Tableau A5.6 : Résultats des variables hydrauliques pour les configurations de géométrie 1 lorsque Q est varié, avec $h = 0,35$ et $S_0 = 6\%$.

Variable étudiée ; valeur	Configuration de drain	Numéro de la simulation	T (h)	$t_{ic\ min}$ (h)	T_u (h)	$X(T_{20,k\ sup})$	S (Mm ²)	S / S _{max}	S _r	CHU (m ³ /d)	$(h_{1,kmax} - z_{1,1})$ (m)	R (μm)
Q ; 5 m ³ /d		111B-1035-Q1	101,0	66,0	n/c	n/c	0,171	17%	17%	117,2	n/c	126,7
Q ; 15 m ³ /d	111B-10	111B-1035-Q2	50,3	47,9	n/c	n/c	0,252	25%	25%	117,2	n/c	126,7
Q ; 30 m ³ /d		111B-1035-Q3	36,9	35,9	n/c	n/c	0,369	37%	37%	117,2	-0,71	126,7
Q ; 5 m ³ /d		111B-2035-Q1	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	268,0	n/c	n/c
Q ; 15 m ³ /d	111B-20	111B-2035-Q2	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	268,0	n/c	n/c
Q ; 30 m ³ /d		111B-2035-Q3	23,9	23,3	n/c	n/c	0,144	24%	24%	268,0	-0,95	208,4
Q ; 5 m ³ /d		112B-1035-Q1	208,2	71,6	n/c	n/c	0,816	56%	35%	88,8	n/c	54,2
Q ; 15 m ³ /d	112B-10	112B-1035-Q2	87,5	35,4	n/c	n/c	0,899	62%	43%	88,8	n/c	60,9
Q ; 30 m ³ /d		112B-1035-Q3	55,9	30,6	n/c	n/c	1,018	70%	55%	88,8	-0,39	68,6
Q ; 5 m ³ /d		112B-2035-Q1	243,1	189,4	n/c	n/c	1,031	70%	42%	162,6	n/c	50,9
Q ; 15 m ³ /d	112B-20	112B-2035-Q2	98,6	19,8	n/c	n/c	1,159	79%	49%	162,6	n/c	53,2
Q ; 30 m ³ /d		112B-2035-Q3	54,9	15,4	n/c	n/c	1,192	81%	54%	162,6	-0,40	57,5
Q ; 5 m ³ /d		113B-1035-Q1	157,7	109,7	n/c	n/c	0,395	42%	26%	254,0	n/c	82,1
Q ; 15 m ³ /d	113B-10	113B-1035-Q2	67,8	48,5	n/c	n/c	0,474	51%	34%	254,0	n/c	89,6
Q ; 30 m ³ /d		113B-1035-Q3	45,1	32,0	n/c	n/c	0,584	63%	45%	254,0	-0,55	96,8

Tableau A5.7 : Résultats des variables hydrauliques pour les configurations de géométrie 1 lorsque Q est varié, avec $h = 0,35$ et $S_0 = 12\%$.

Variable étudiée ; valeur	Configu- ration de drain	Numéro de la simulation	T (h)	$t_{ic\ min}$ (h)	T_u (h)	$X(T_{20,k\ sup})$	S (Mm^2)	S/ S_{max}	S_f	CHU (m^3/d)	$(h_{1,kmax} - z_{1,1})$ (m)	R (μm)
Q ; 5 m^3/d		111C-1035-Q1	62,8	59,7	n/c	n/c	0,146	10%	10%	114,3	n/c	90,3
Q ; 15 m^3/d	111C-10	111C-1035-Q2	38,1	37,2	n/c	n/c	0,263	19%	19%	114,3	n/c	91,0
Q ; 30 m^3/d		111C-1035-Q3	31,8	30,7	n/c	n/c	0,439	31%	31%	114,3	-0,72	90,3
Q ; 5 m^3/d		111C-3035-Q1	50,2	38,0	n/c	n/c	0,083	8%	8%	234,4	n/c	127,1
Q ; 15 m^3/d	111C-30	111C-3035-Q2	25,2	19,6	n/c	n/c	0,124	13%	13%	234,4	n/c	126,7
Q ; 30 m^3/d		111C-3035-Q3	18,8	18,3	n/c	n/c	0,184	19%	19%	234,4	-0,93	127,9
Q ; 5 m^3/d		111C-4035-Q1	42,9	27,0	n/c	n/c	0,043	7%	7%	536,0	n/c	208,4
Q ; 15 m^3/d	111C-40	111C-4035-Q2	18,2	15,8	n/c	n/c	0,051	8%	9%	536,0	n/c	222,6
Q ; 30 m^3/d		111C-4035-Q3	11,8	11,6	n/c	n/c	0,069	11%	12%	536,0	-1,12	212,5
Q ; 5 m^3/d		112C-1035-Q1	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	90,9	n/c	n/c
Q ; 15 m^3/d	112C-10	112C-1035-Q2	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	n/c	90,9	n/c	n/c
Q ; 30 m^3/d		112C-1035-Q3	49,5	28,5	n/c	n/c	1,037	59%	49%	90,9	-0,48	59,7
Q ; 5 m^3/d		112C-2035-Q1	126,5	115,8	n/c	n/c	0,529	31%	21%	149,3	n/c	50,5
Q ; 15 m^3/d	112C-20	112C-2035-Q2	87,6	18,2	n/c	n/c	1,119	66%	44%	149,3	n/c	49,8
Q ; 30 m^3/d		112C-2035-Q3	50,9	15,0	n/c	n/c	1,203	71%	51%	149,3	-0,45	52,9

Tableau A5.7 (suite et fin)

Variable étudiée ; valeur	Configuration de drain	Numéro de la simulation	T (h)	$t_{fc, min}$ (h)	T_u (h)	X(T _{20,k sup})	S (Mm ²)	S / S _{max}	S _r	CHU (m ³ /d)	(h _{1,kmax} - z _{1,1}) (m)	R (µm)
Q ; 5 m ³ /d	112C-30	112C-3035-Q1	124,3	108,3	n/c	n/c	0,498	34%	21%	177,7	n/c	52,5
Q ; 15 m ³ /d		112C-3035-Q2	65,8	18,7	n/c	n/c	0,797	55%	33%	177,7	n/c	52,6
Q ; 30 m ³ /d		112C-3035-Q3	40,0	16,2	n/c	n/c	0,860	59%	40%	177,7	-0,53	58,1
Q ; 5 m ³ /d	112C-40	112C-4035-Q1	126,1	103,7	n/c	n/c	0,513	35%	21%	325,2	n/c	52,2
Q ; 15 m ³ /d		112C-4035-Q2	88,3	14,4	n/c	n/c	1,101	75%	44%	325,2	n/c	49,8
Q ; 30 m ³ /d		112C-4035-Q3	46,6	6,7	n/c	n/c	1,136	77%	46%	325,2	-0,51	51,2
Q ; 5 m ³ /d	112C-50	112C-5035-Q1	81,3	73,4	n/c	n/c	0,233	20%	14%	337,9	n/c	73,2
Q ; 15 m ³ /d		112C-5035-Q2	56,1	52,5	n/c	n/c	0,506	44%	28%	337,9	n/c	69,9
Q ; 30 m ³ /d		112C-5035-Q3	44,4	9,0	n/c	n/c	0,791	69%	44%	337,9	-0,55	70,1
Q ; 5 m ³ /d	113C-10	113C-1035-Q1	130,9	100,7	n/c	n/c	0,479	37%	20%	276,0	n/c	53,6
Q ; 15 m ³ /d		113C-1035-Q2	57,6	31,5	n/c	n/c	0,604	47%	29%	276,0	n/c	59,8
Q ; 30 m ³ /d		113C-1035-Q3	41,8	26,0	n/c	n/c	0,776	61%	41%	276,0	-0,53	67,2

ANNEXE 6 : Profils piézométriques, profils de saturation, temps de parcours des lignes de courant $t_{lc k}$ et contribution relative $X(T_{u 20, k})$ de chaque couche à T_u

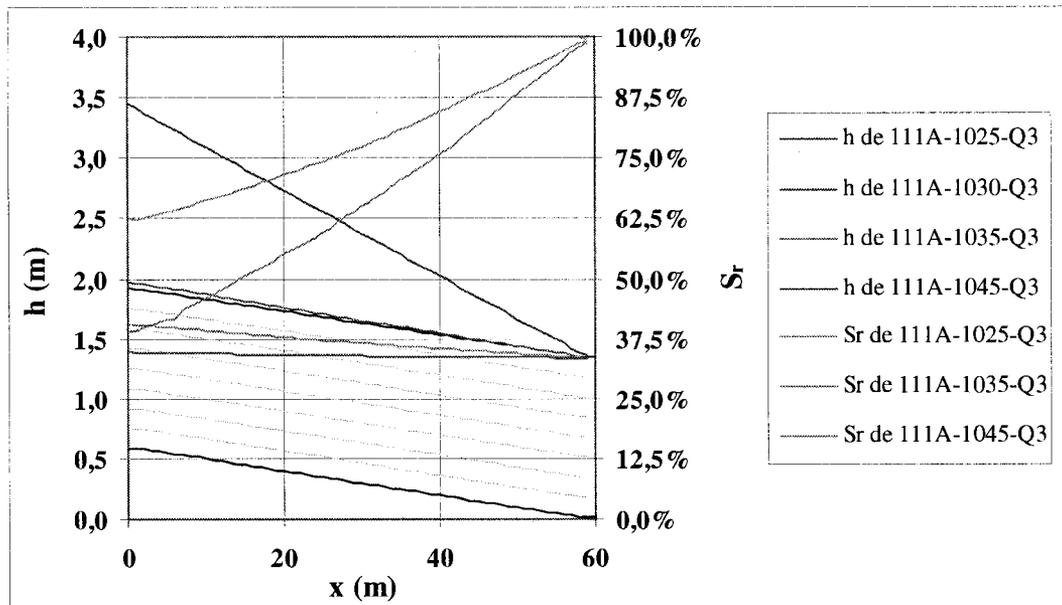


Figure A6.1: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 111A-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

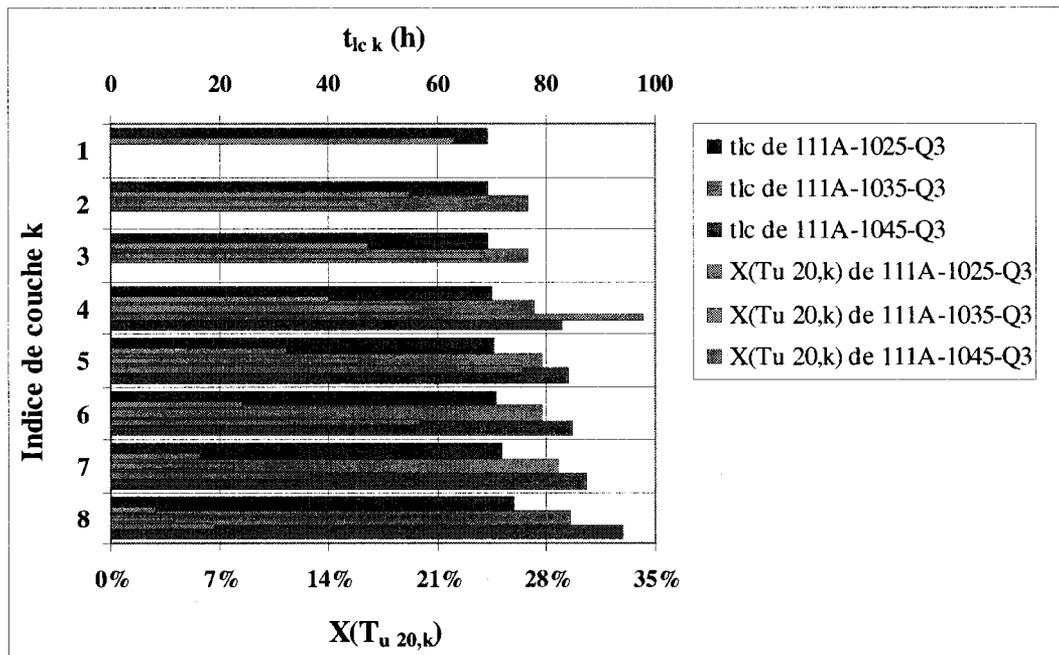


Figure A6.2: Valeurs de $t_{lc\ k}$ et $X(T_{u\ 20,k})$ de la simulation 111A-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

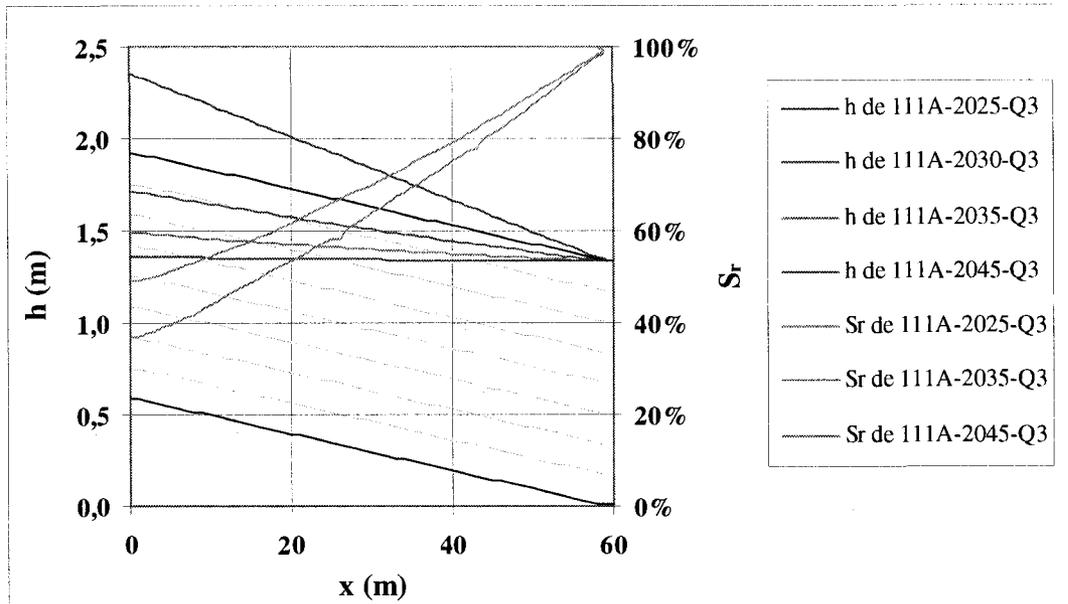


Figure A6.3: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 111A-20 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

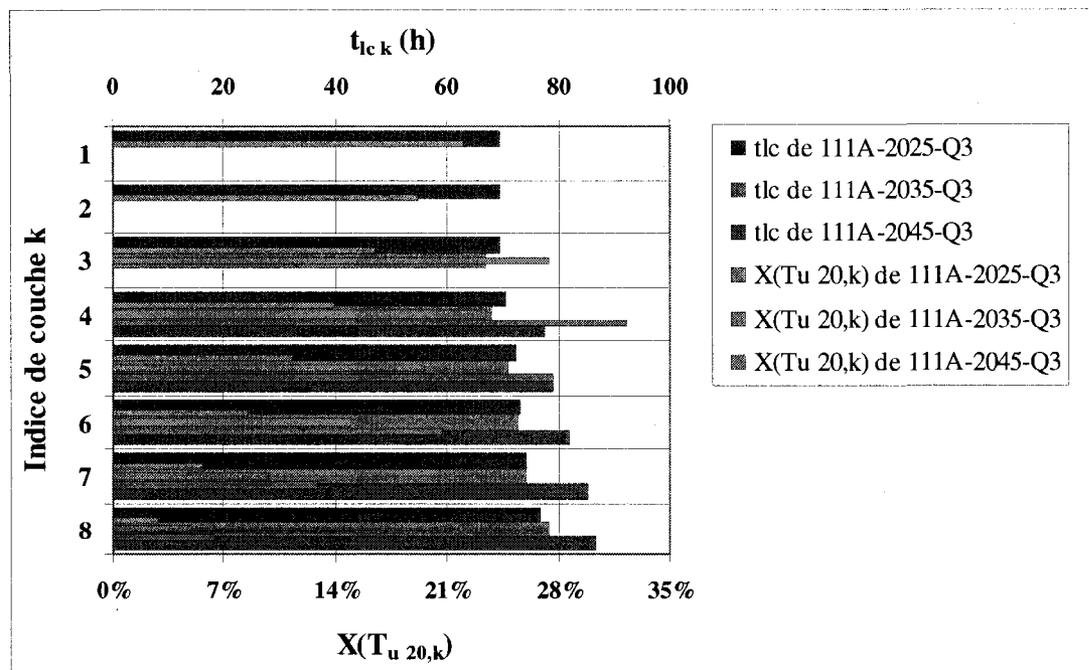


Figure A6.4: Valeurs de $t_{lc,k}$ et $X(T_{u,20,k})$ de la simulation 111A-20 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

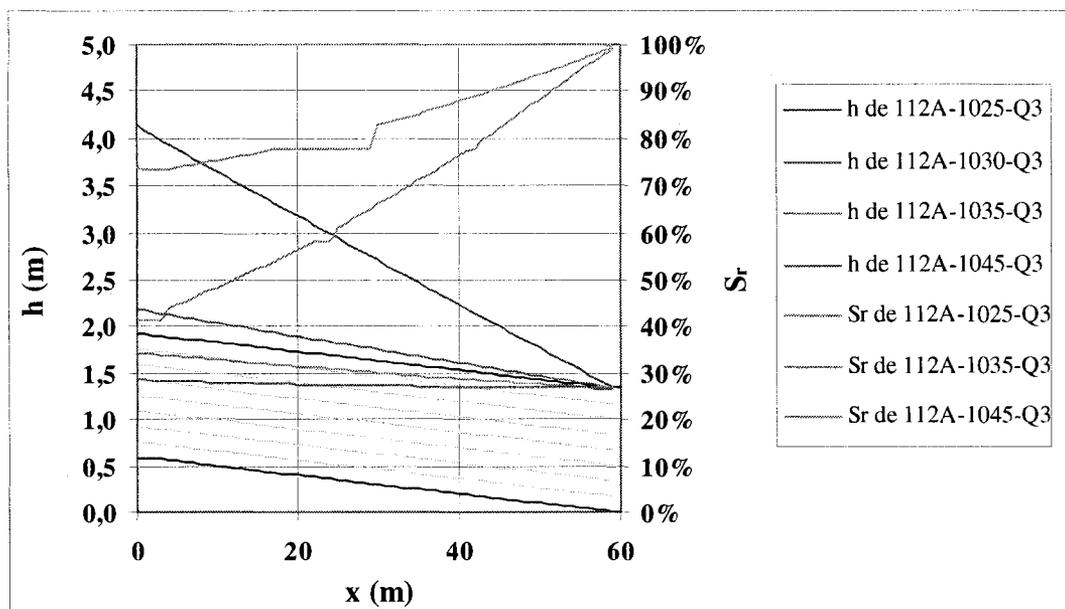


Figure A6.5: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 112A-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

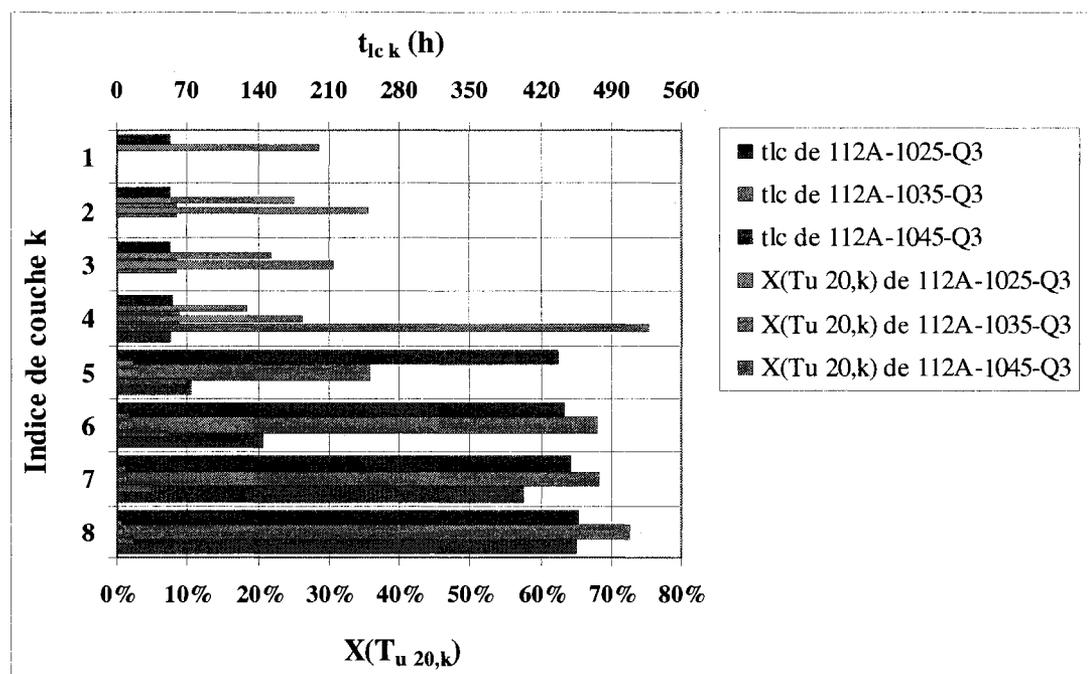


Figure A6.6: Valeurs de $t_{lc,k}$ et $X(T_u 20,k)$ de la simulation 112A-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

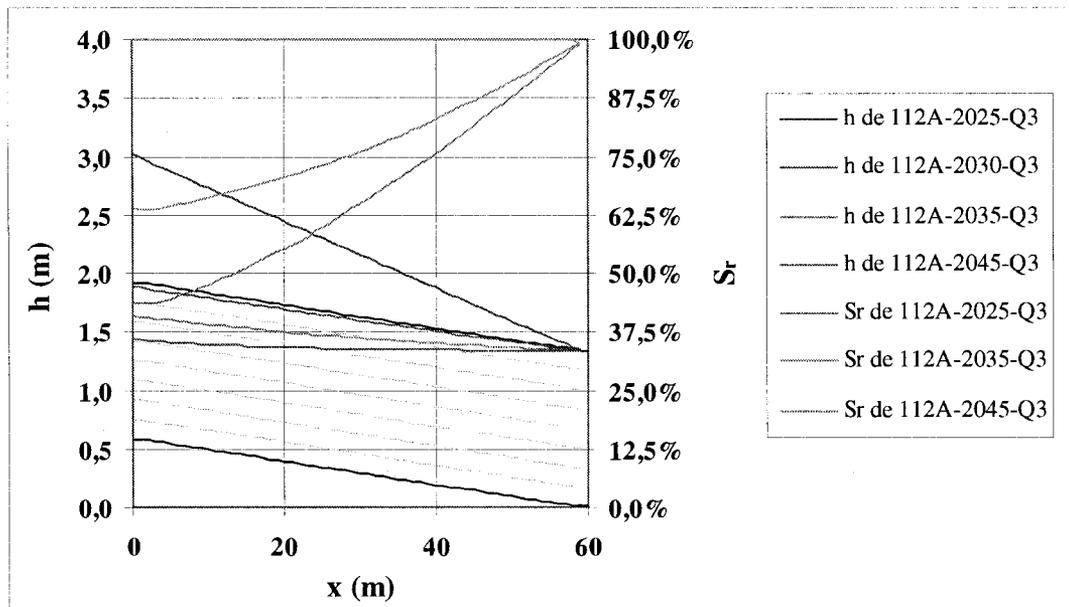


Figure A6.7: Profils longitudinaux de h et S_r , en fonction de la porosité pour la simulation 112A-20 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

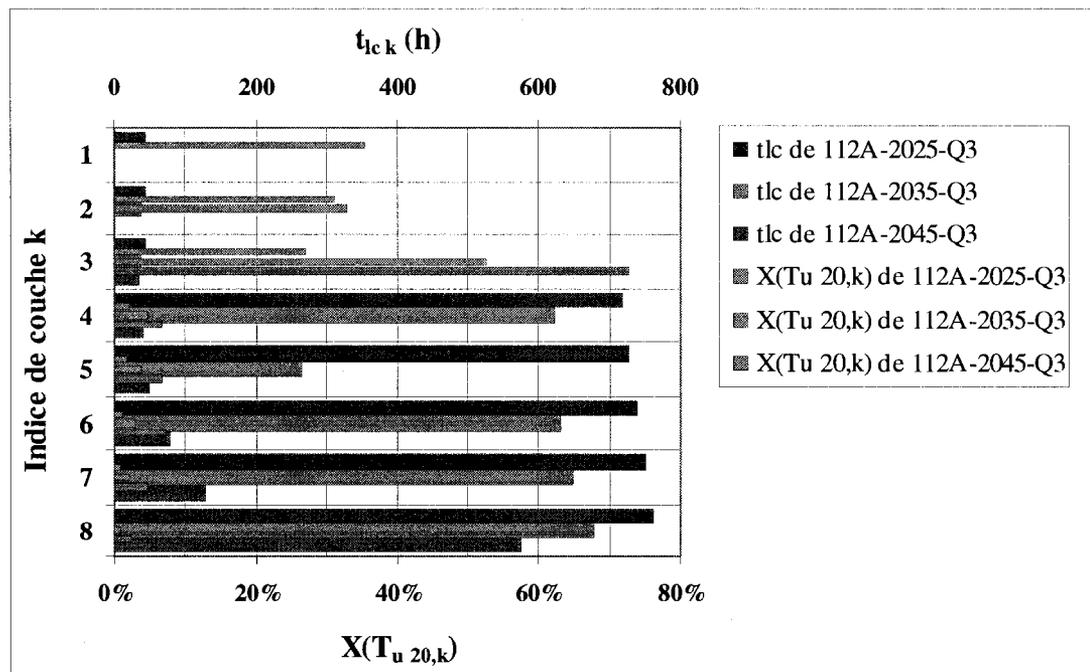


Figure A6.8: Valeurs de $t_{lc,k}$ et $X(T_u 20,k)$ de la simulation 112A-20 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

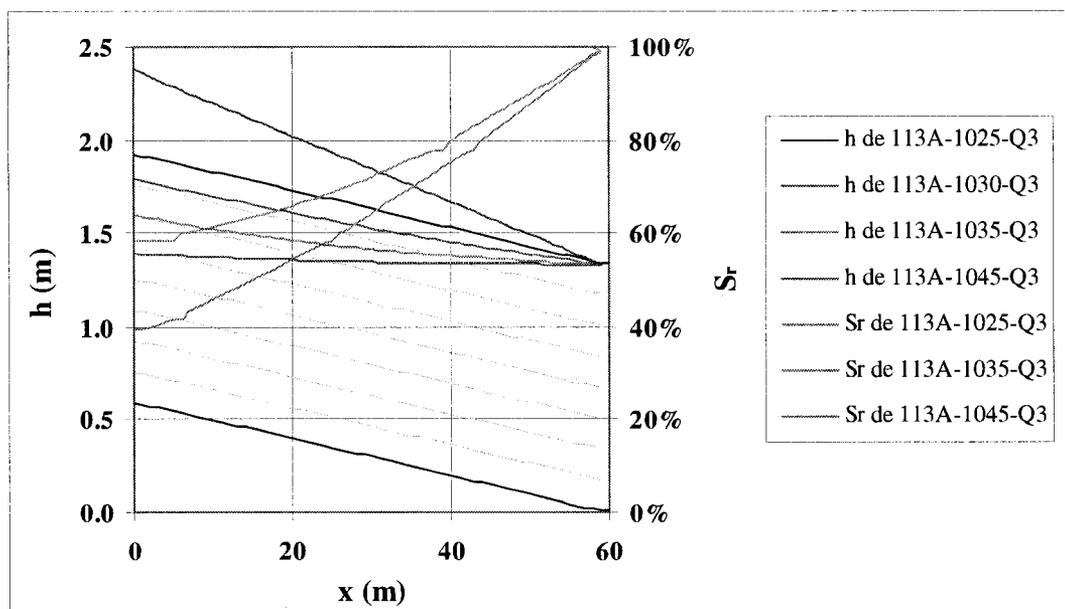


Figure A6.9: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 113A-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

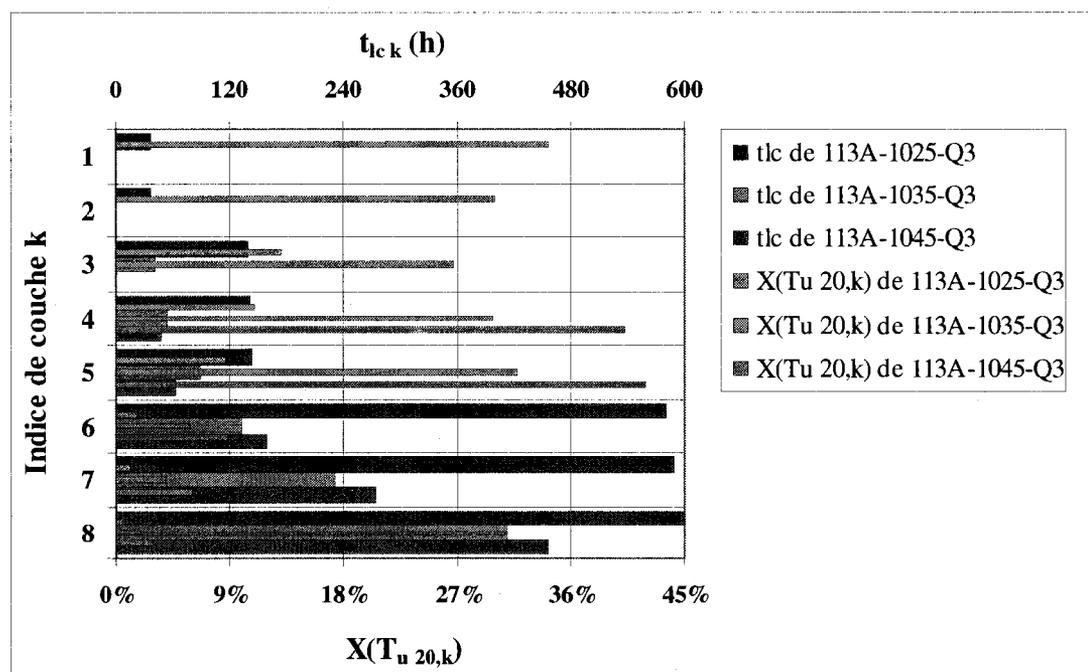


Figure A6.10: Valeurs de $t_{lc k}$ et $X(T_{u 20,k})$ de la simulation 113A-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

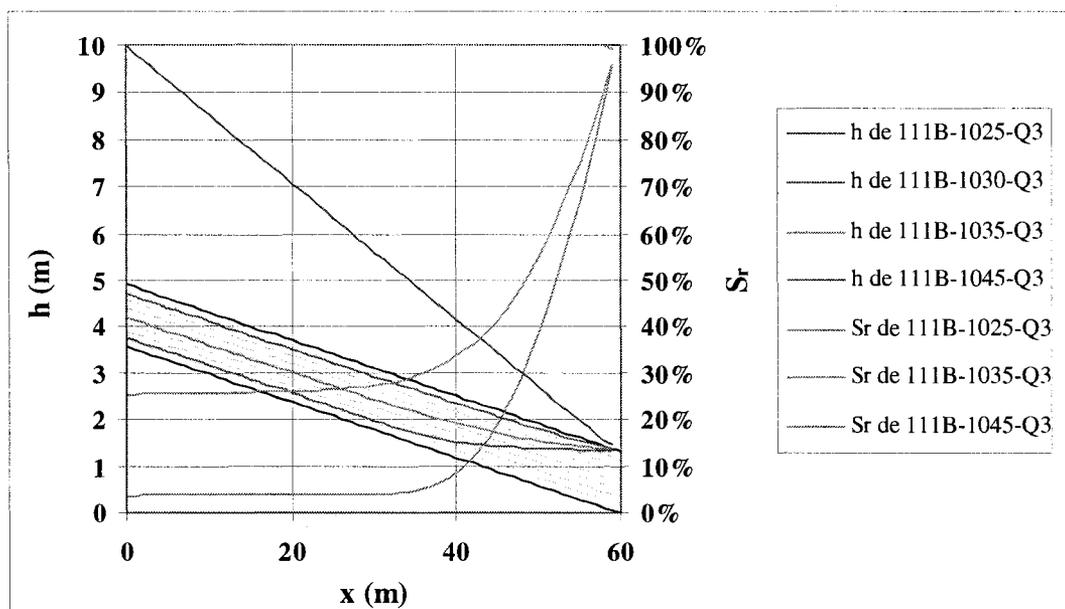


Figure A6.11: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 111B-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

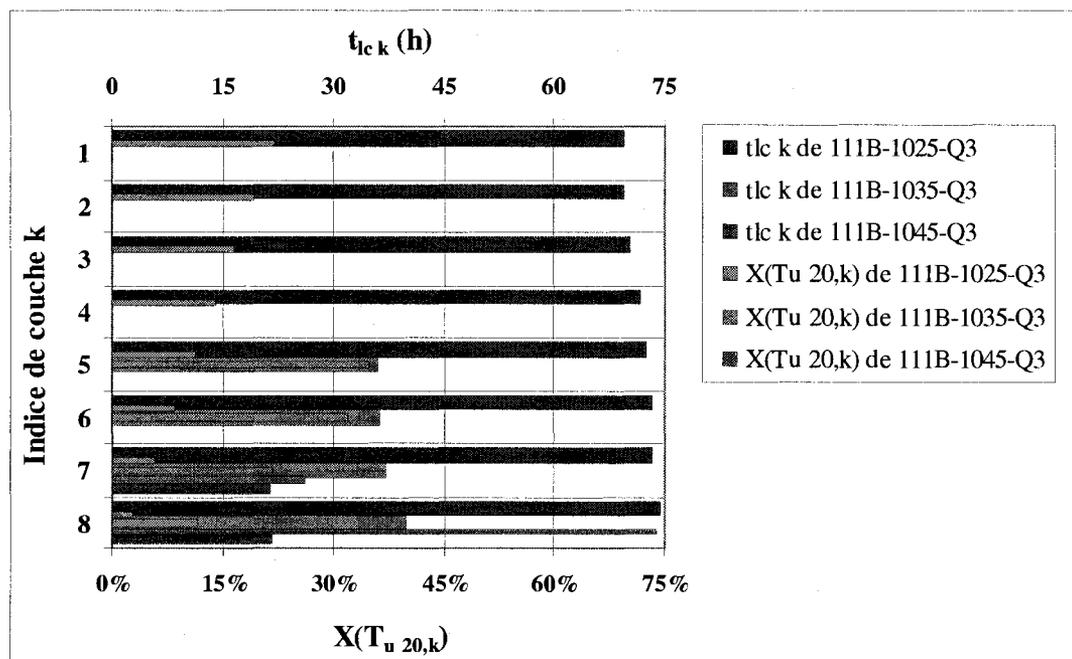


Figure A6.12: Valeurs de $t_{lc k}$ et $X(T_u 20, k)$ de la simulation 111B-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

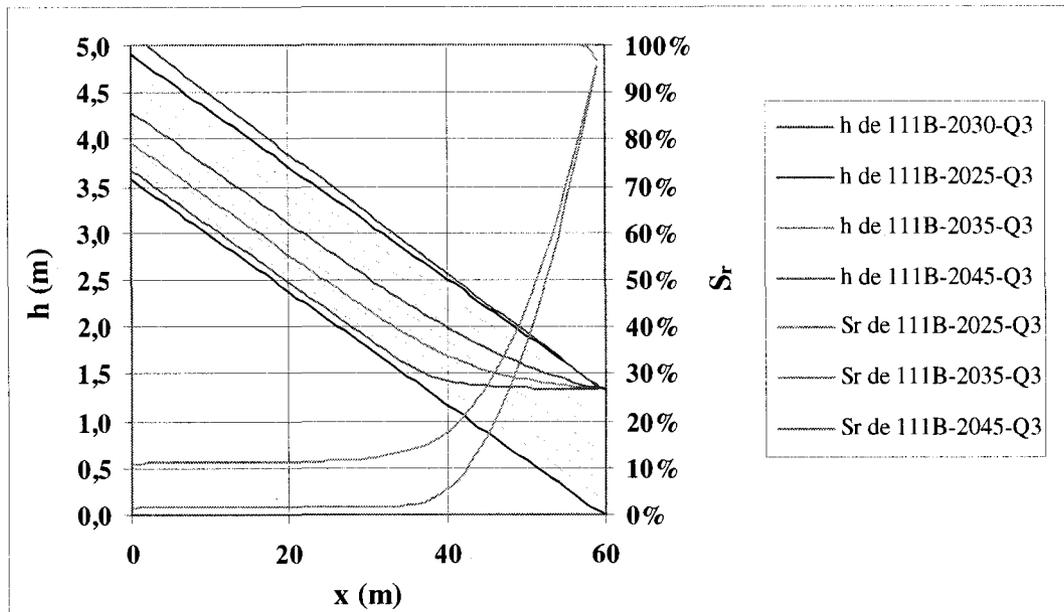


Figure A6.13: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 111B-20 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

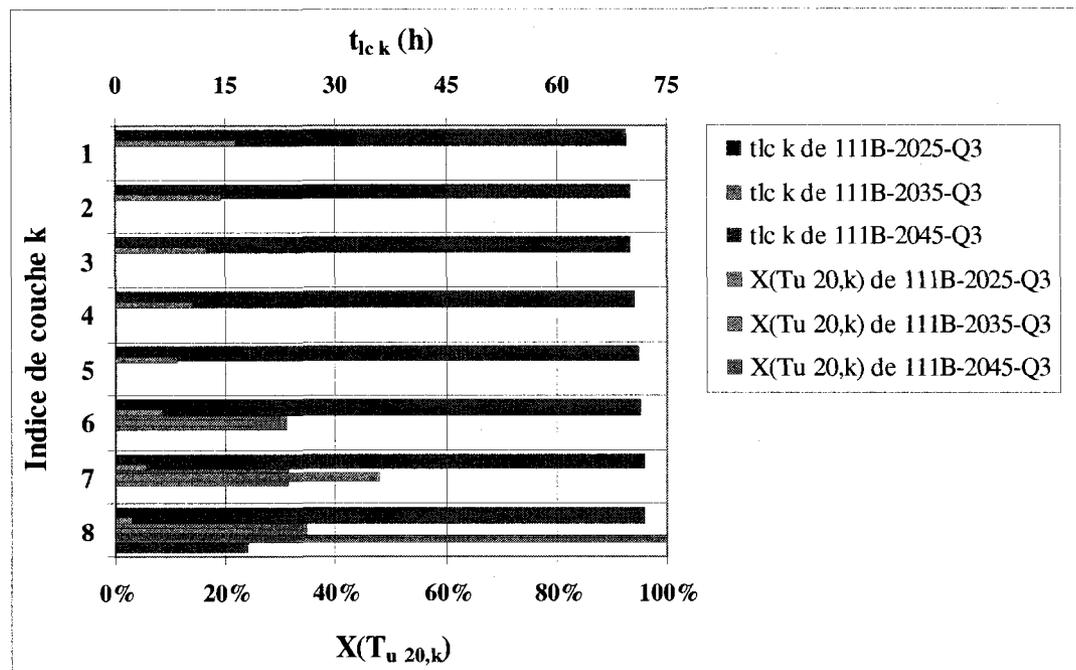


Figure A6.14: Valeurs de $t_{lc\ k}$ et $X(T_{u\ 20,k})$ de la simulation 111B-20 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

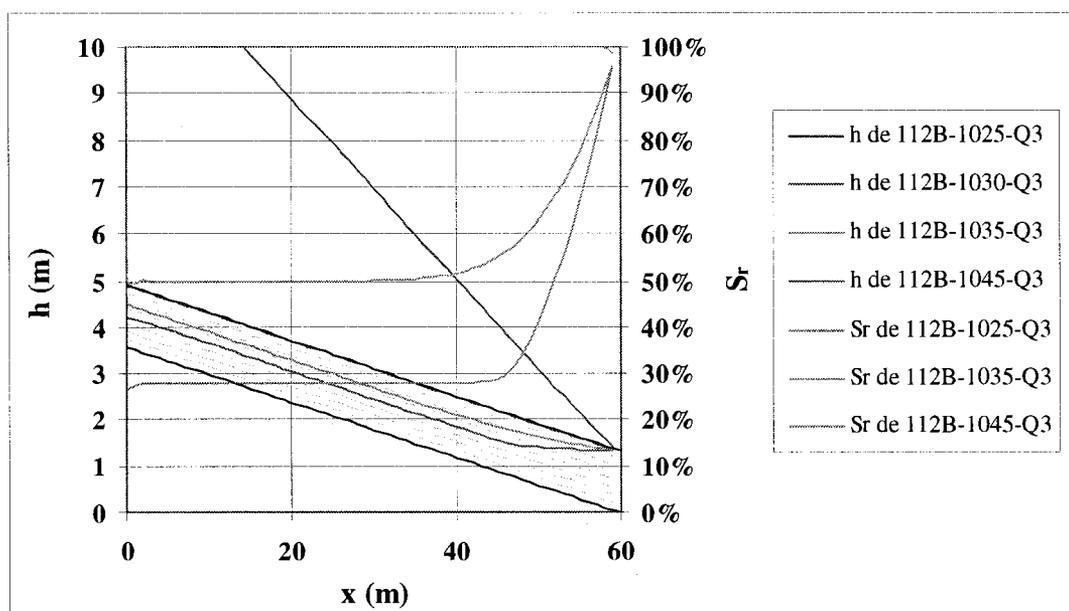


Figure A6.15: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 112B-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

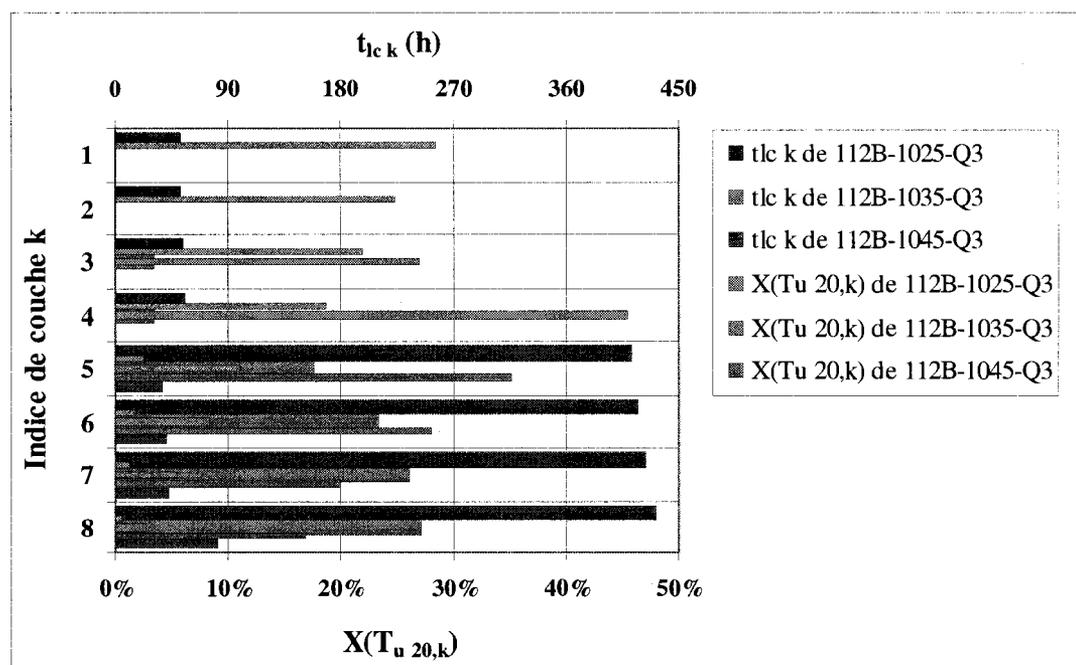


Figure A6.16: Valeurs de $t_{lc k}$ et $X(Tu_{20,k})$ de la simulation 112B-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

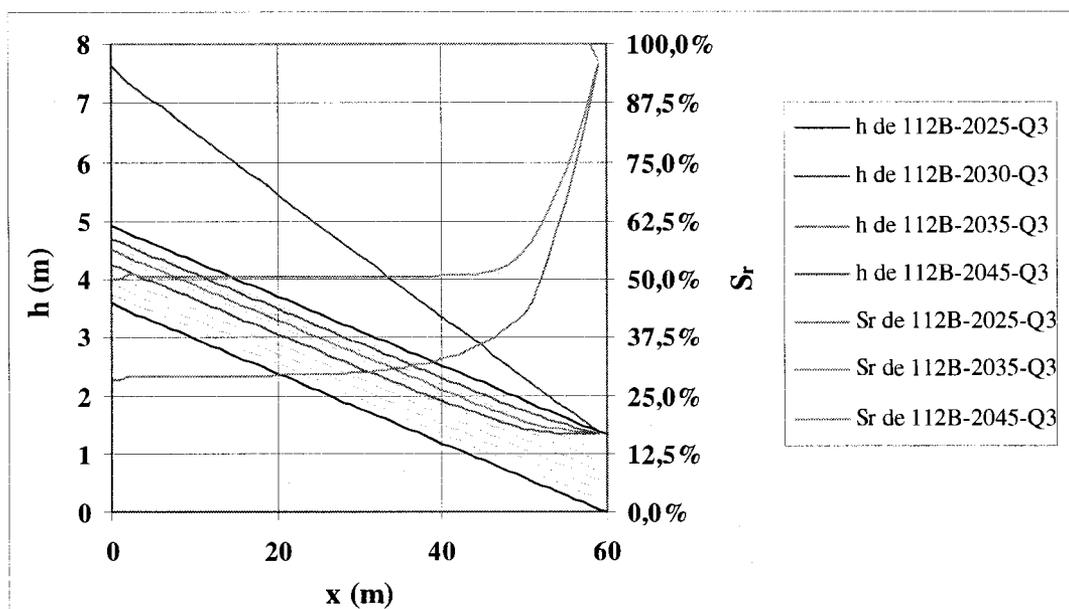


Figure A6.17: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 112B-20 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

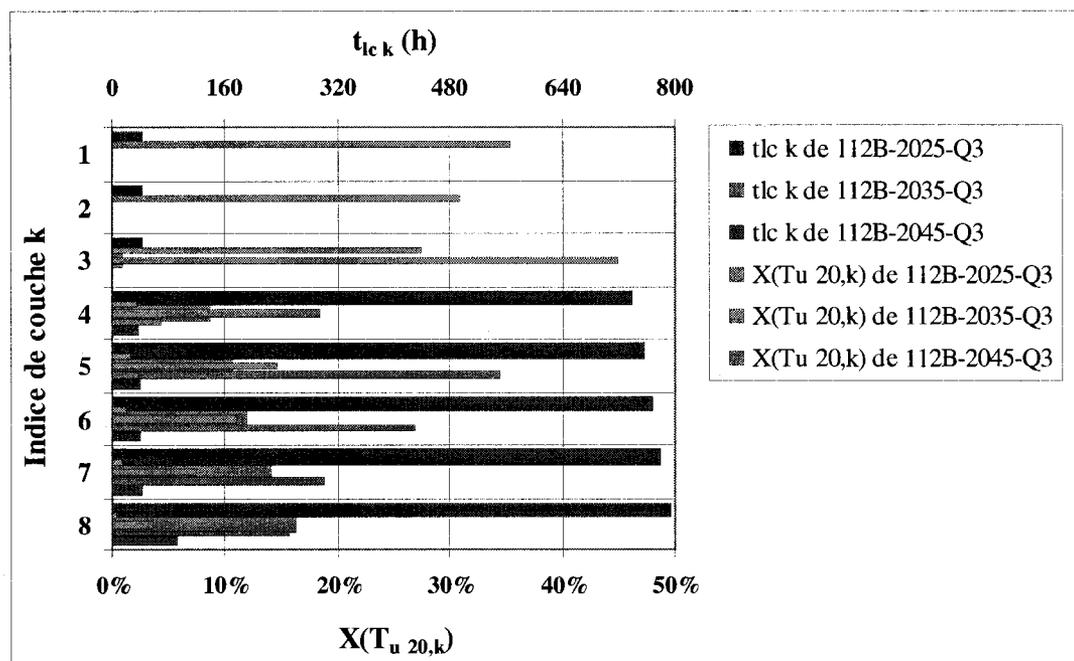


Figure A6.18: Valeurs de $t_{lc\ k}$ et $X(T_{u\ 20,k})$ de la simulation 112B-20 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

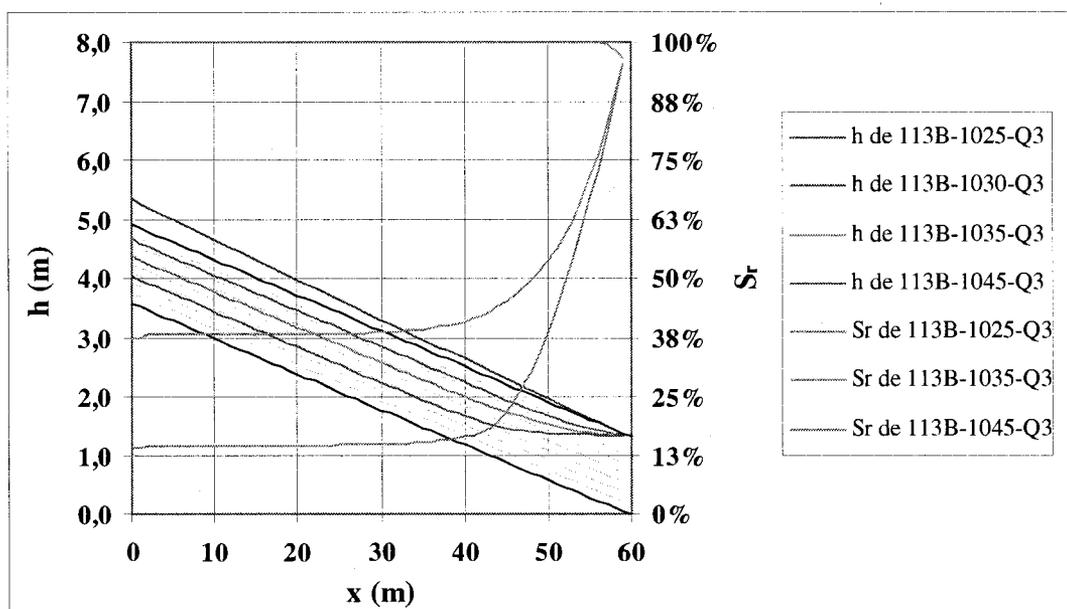


Figure A6.19: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 113B-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

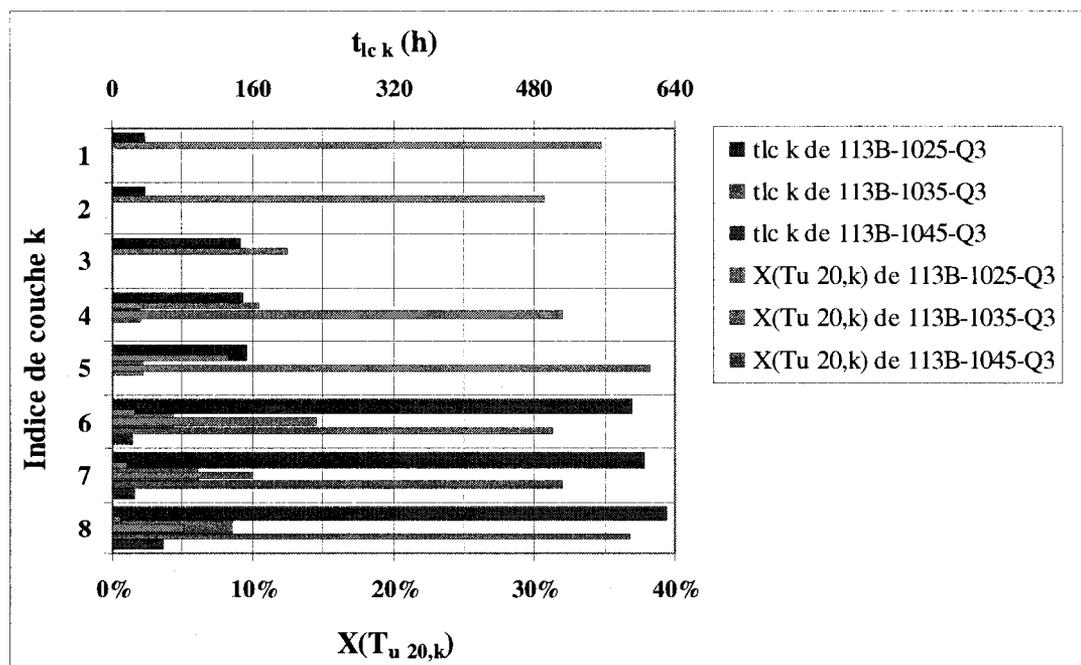


Figure A6.20: Valeurs de $t_{lc\ k}$ et $X(T_{u\ 20,k})$ de la simulation 113B-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

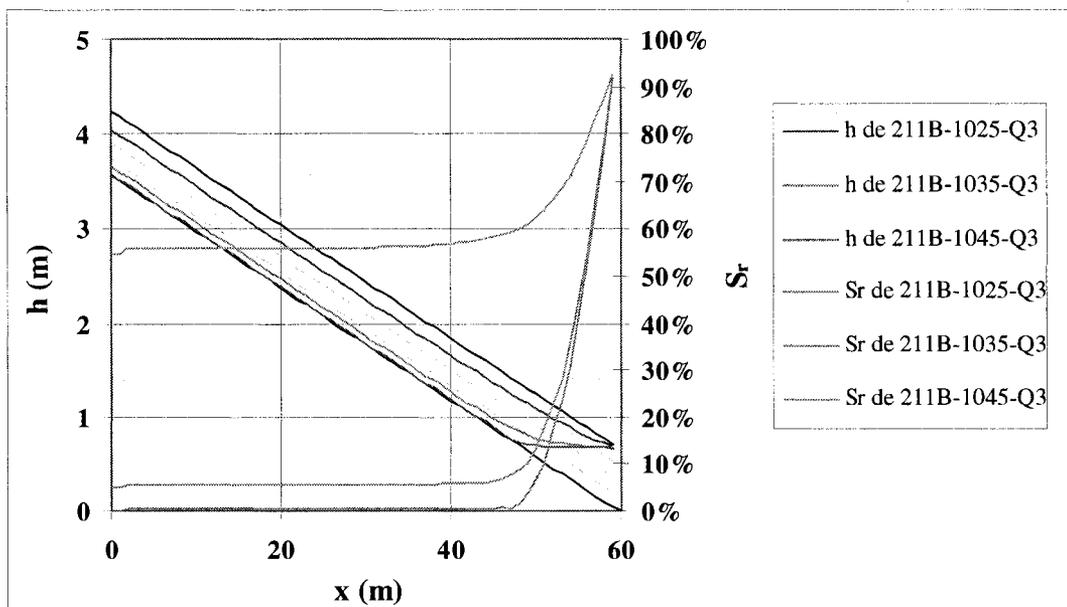


Figure A6.21: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 211B-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

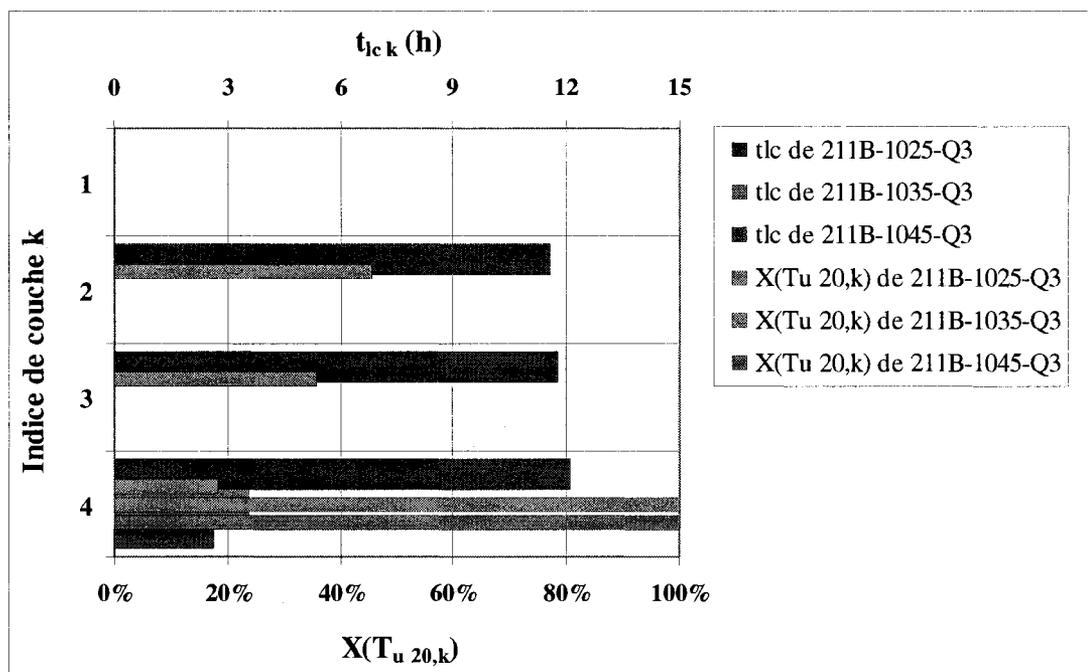


Figure A6.22: Valeurs de $t_{lc,k}$ et $X(T_{u,20,k})$ de la simulation 211B-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

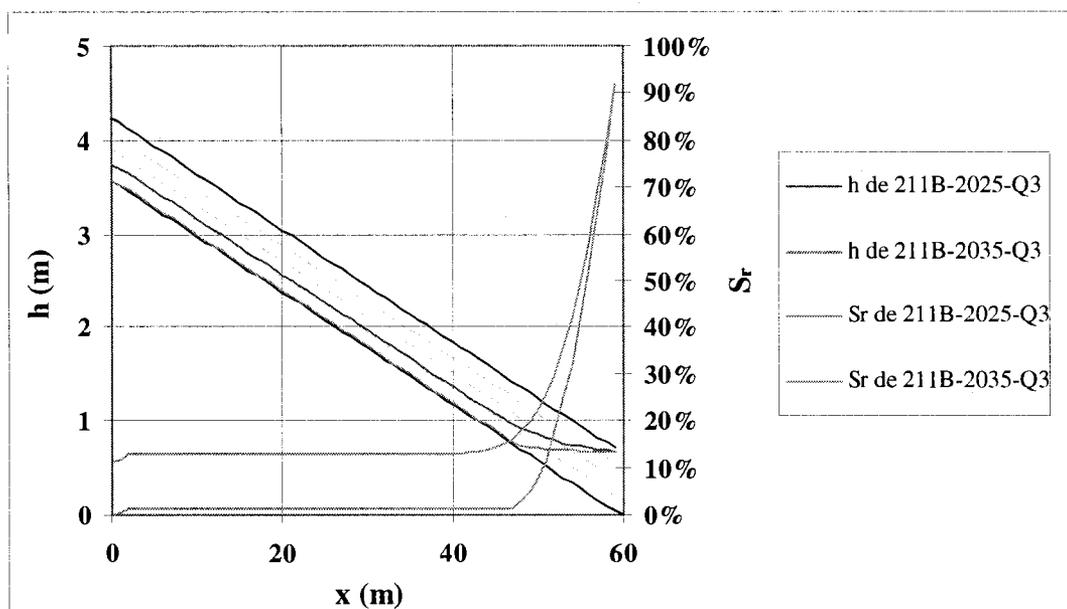


Figure A6.23: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 211B-20 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

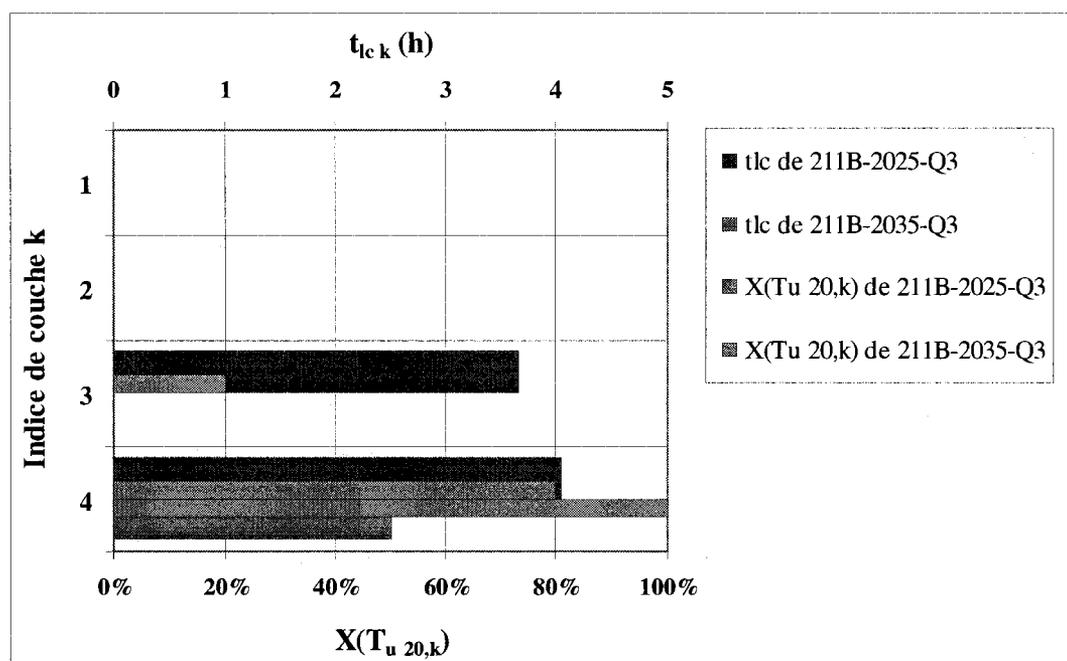


Figure A6.24: Valeurs de $t_{lc,k}$ et $X(T_{u,20,k})$ de la simulation 211B-20 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

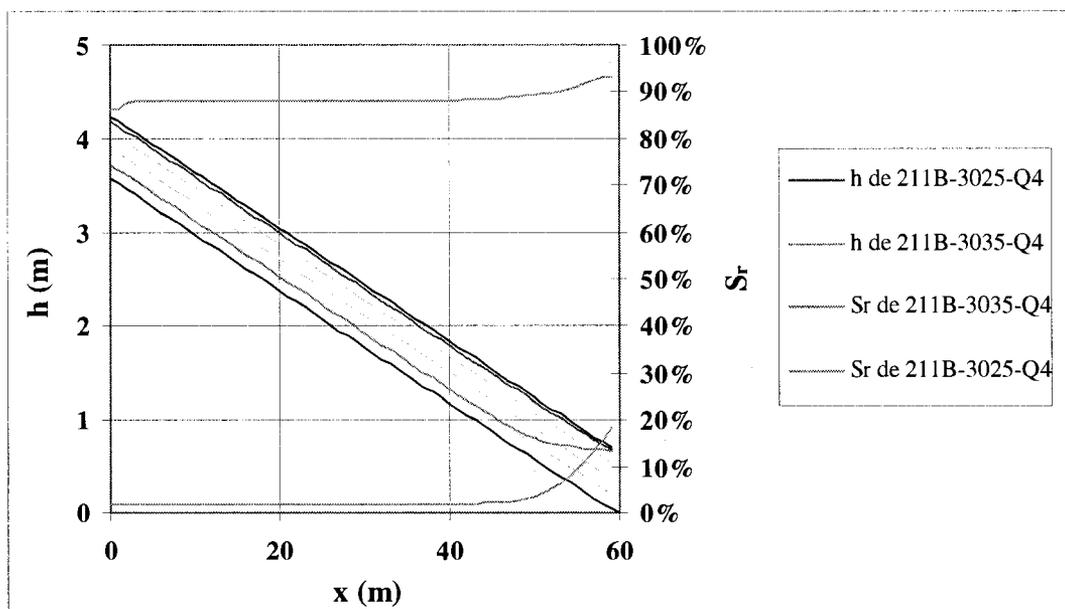


Figure A6.25: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 211B-30* soumise au débit $Q_4 = 600 \text{ m}^3/\text{d}$.

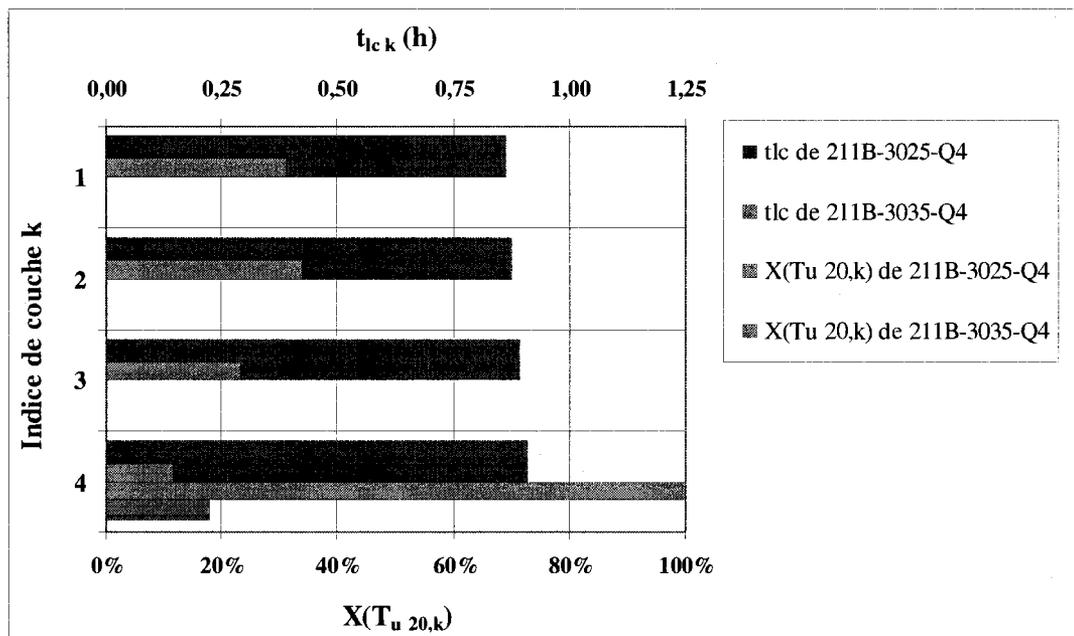


Figure A6.26: Valeurs de $t_{lc k}$ et $X(T_{u 20,k})$ de la simulation 211B-30* pour trois porosités avec $Q_4 = 600 \text{ m}^3/\text{d}$.

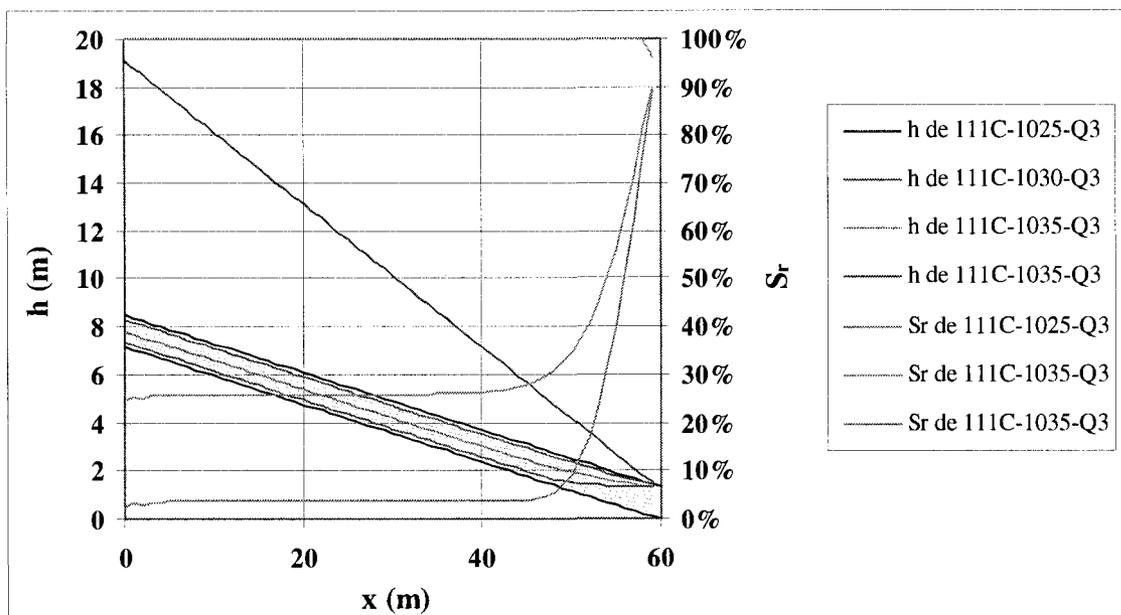


Figure A6.27: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 111C-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

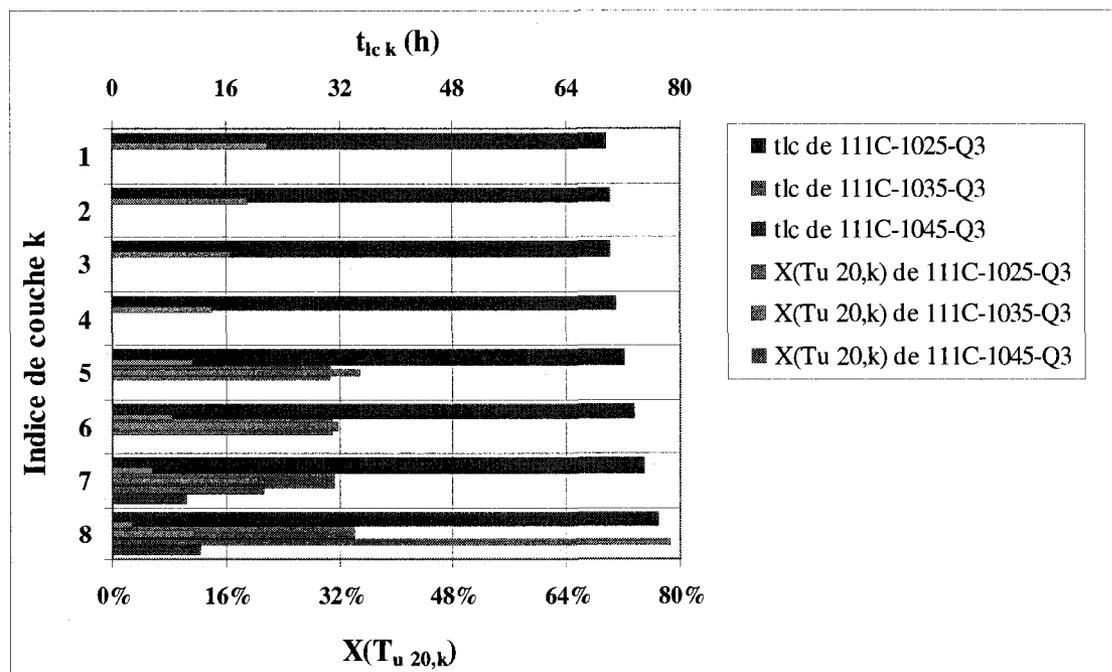


Figure A6.28: Valeurs de $t_{lc\ k}$ et $X(T_u\ 20,k)$ de la simulation 111C-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

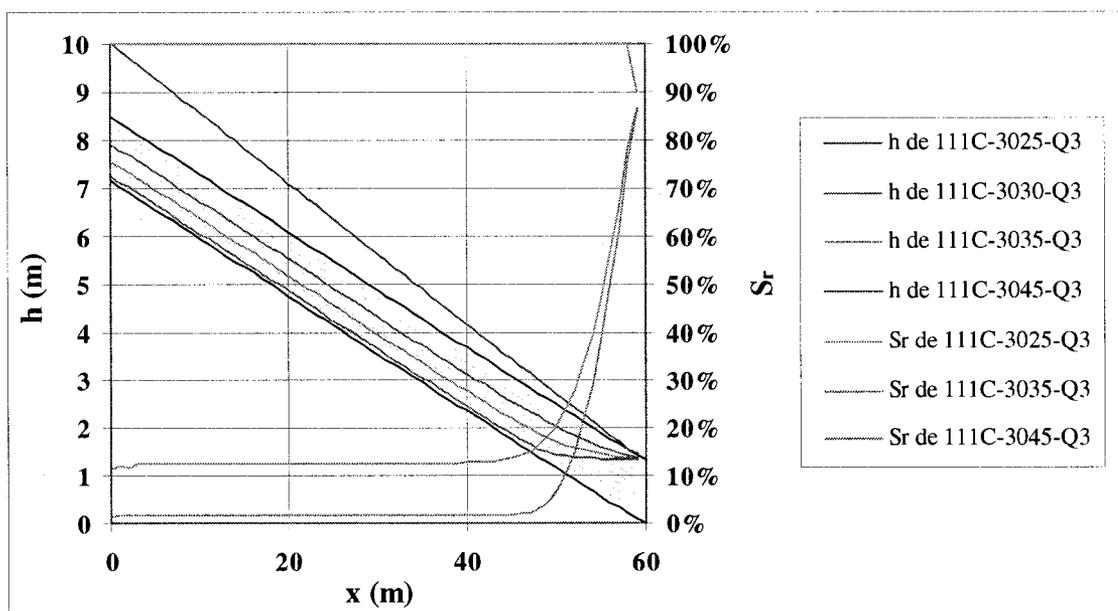


Figure A6.29: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 111C-30 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

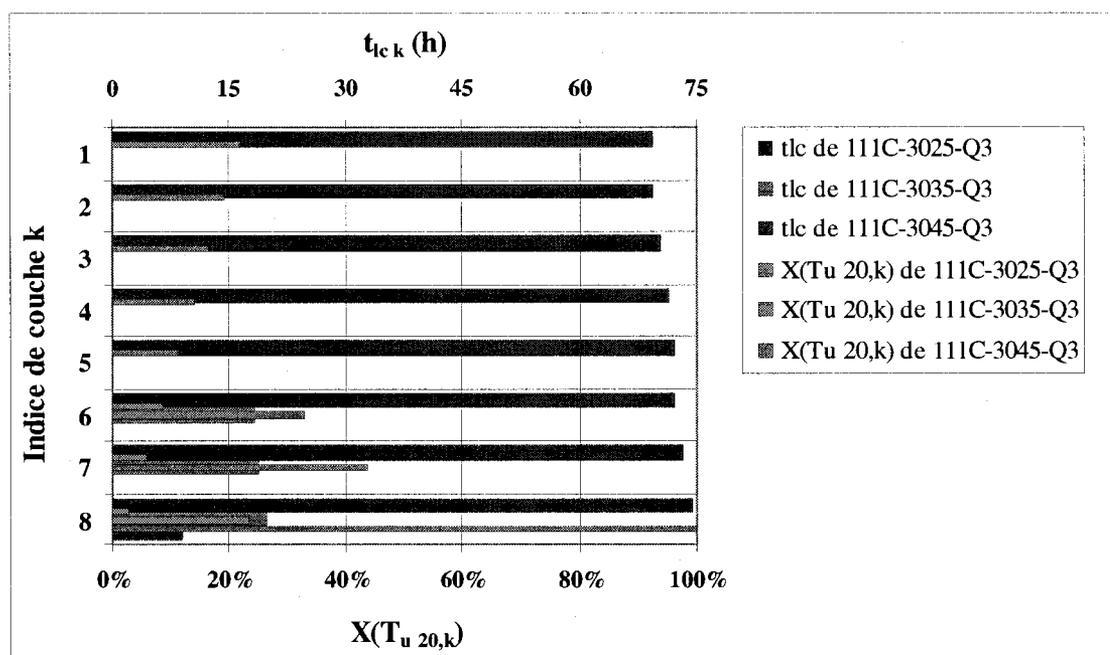


Figure A6.30: Valeurs de $t_{lc k}$ et $X(T_{u 20,k})$ de la simulation 111C-30 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

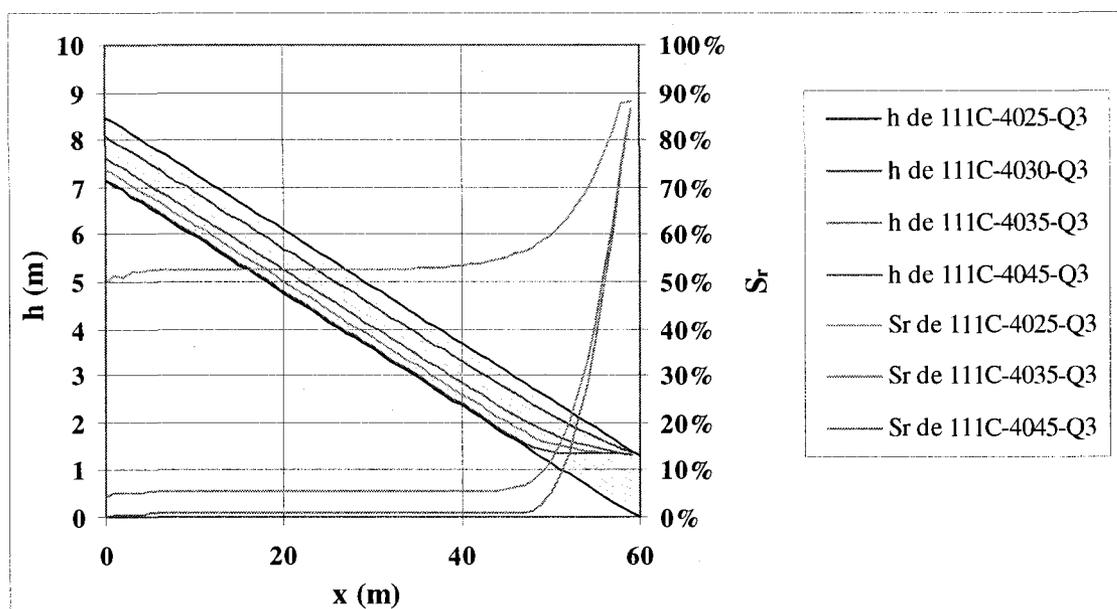


Figure A6.31: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 111C-40 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

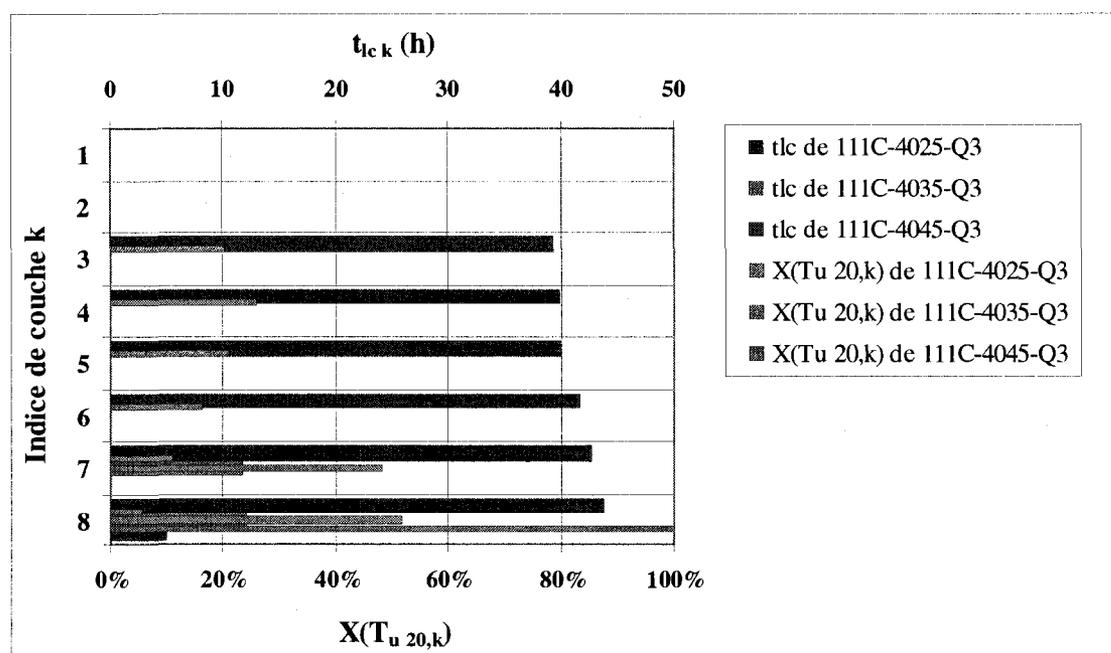


Figure A6.32: Valeurs de $t_{lc\ k}$ et $X_u(T_{u\ 20,k})$ de la simulation 111C-40 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

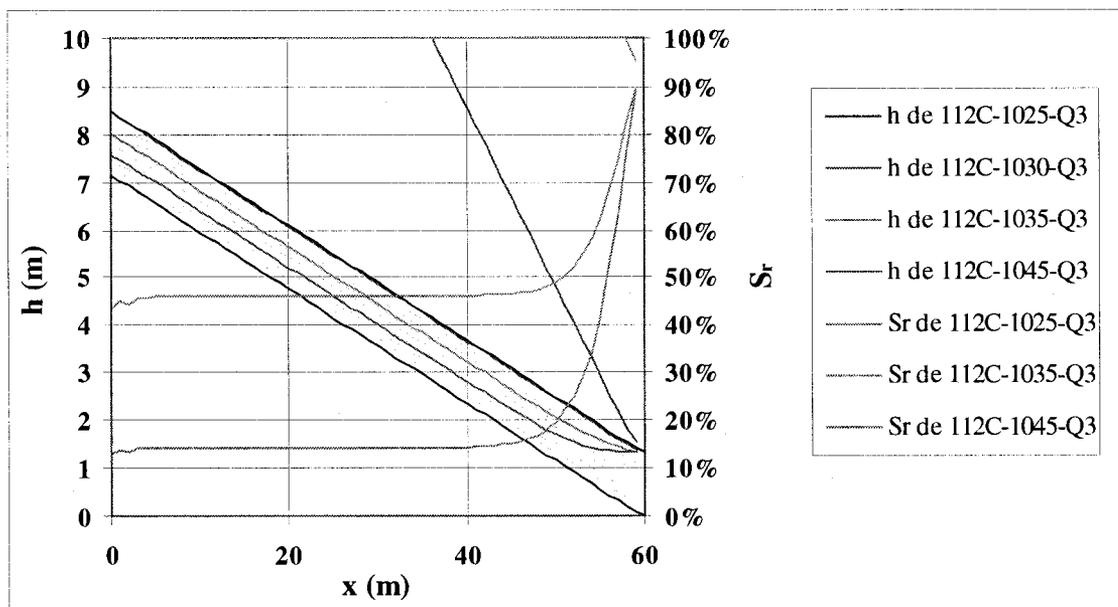


Figure A6.33: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 112C-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

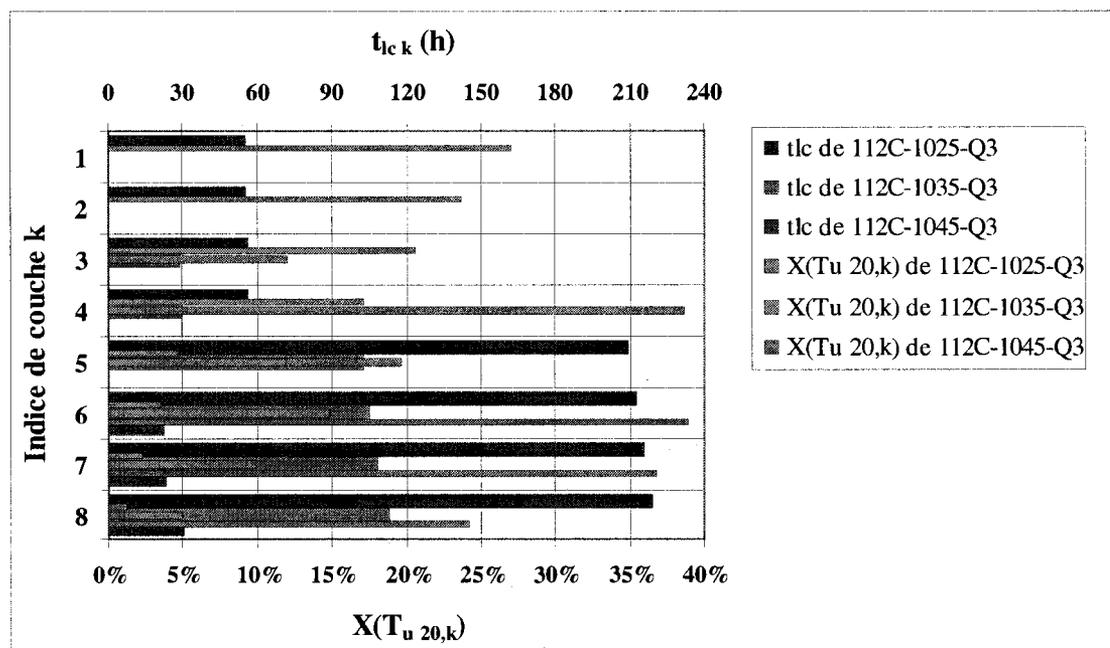


Figure A6.34: Valeurs de $t_{lc k}$ et $X(T_{u 20,k})$ de la simulation 112C-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

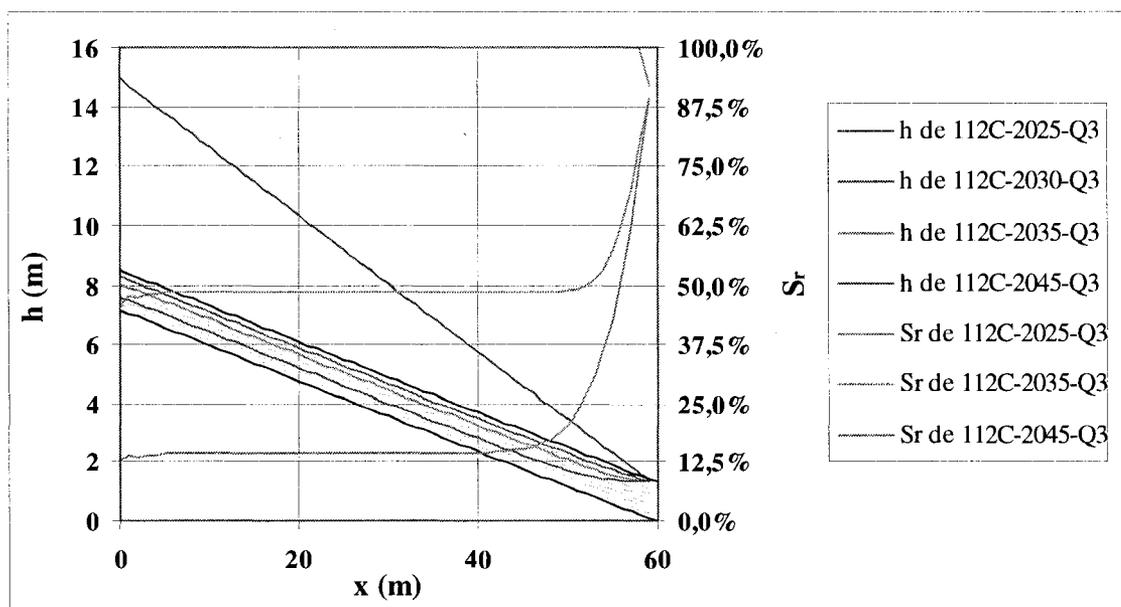


Figure A6.35: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 112C-20 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

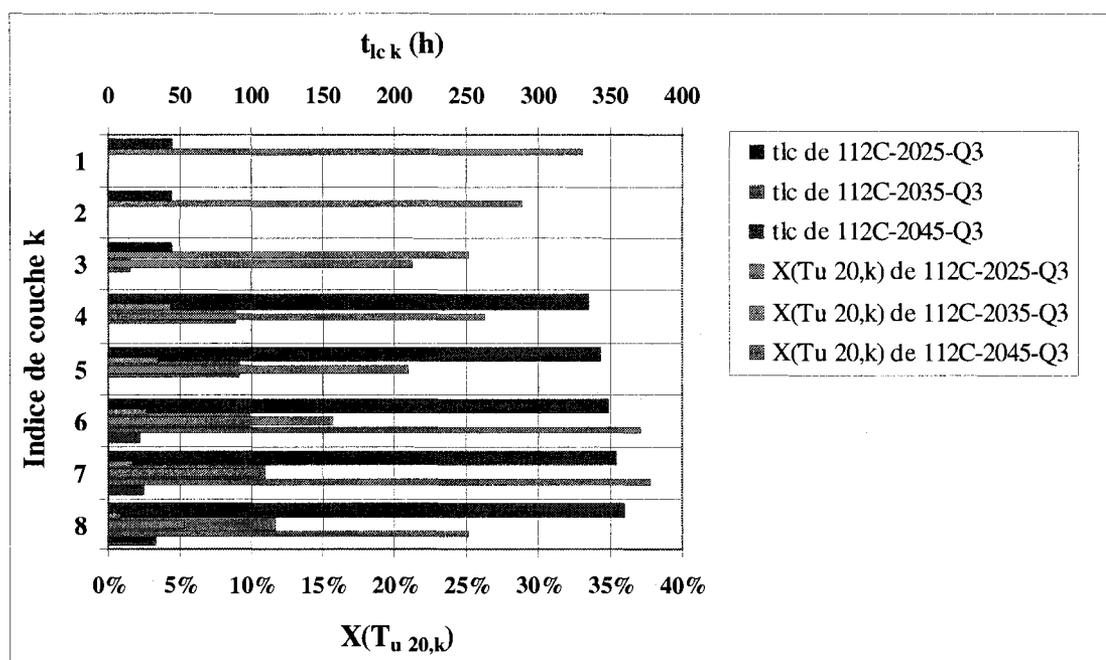


Figure A6.36: Valeurs de $t_{lc,k}$ et $X(T_u 20,k)$ de la simulation 112C-20 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

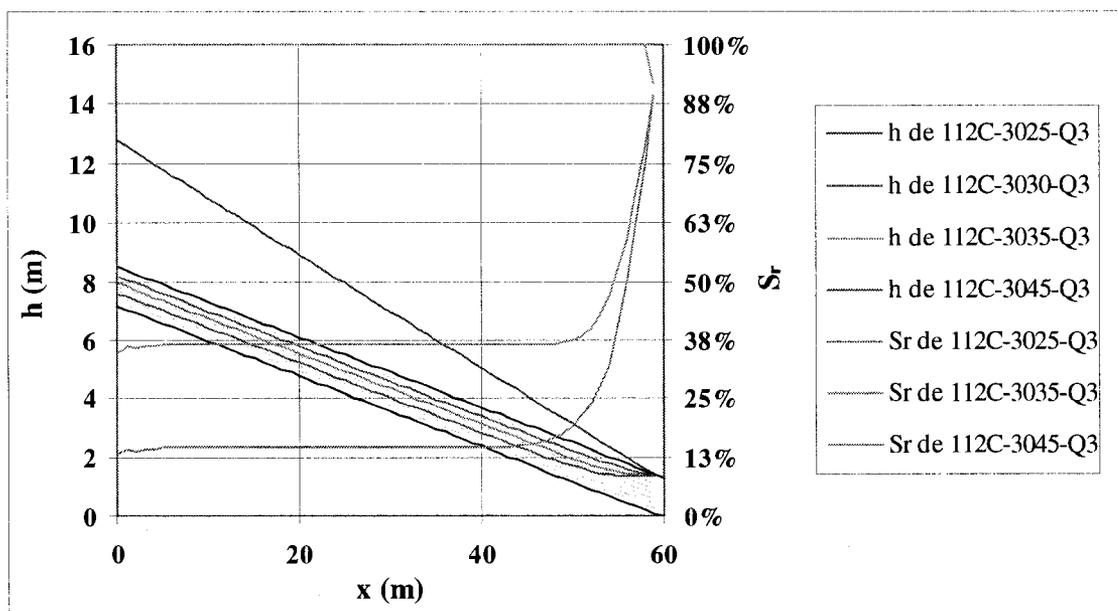


Figure A6.37: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 112C-30 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

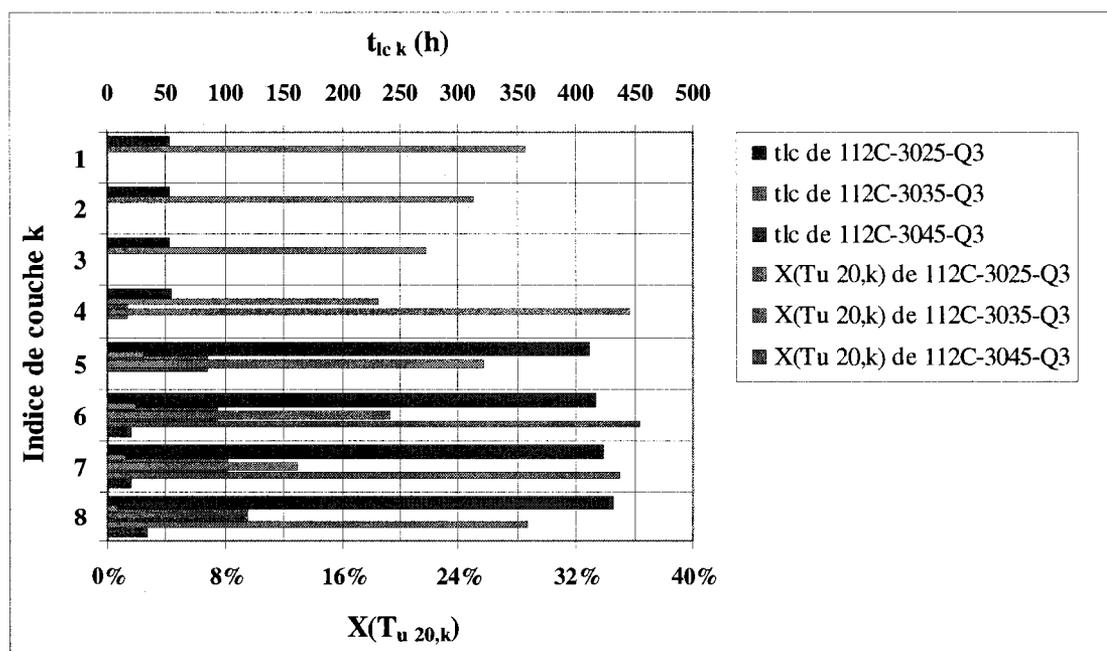


Figure A6.38: Valeurs de $t_{ic k}$ et $X(T_u 20,k)$ de la simulation 112C-30 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

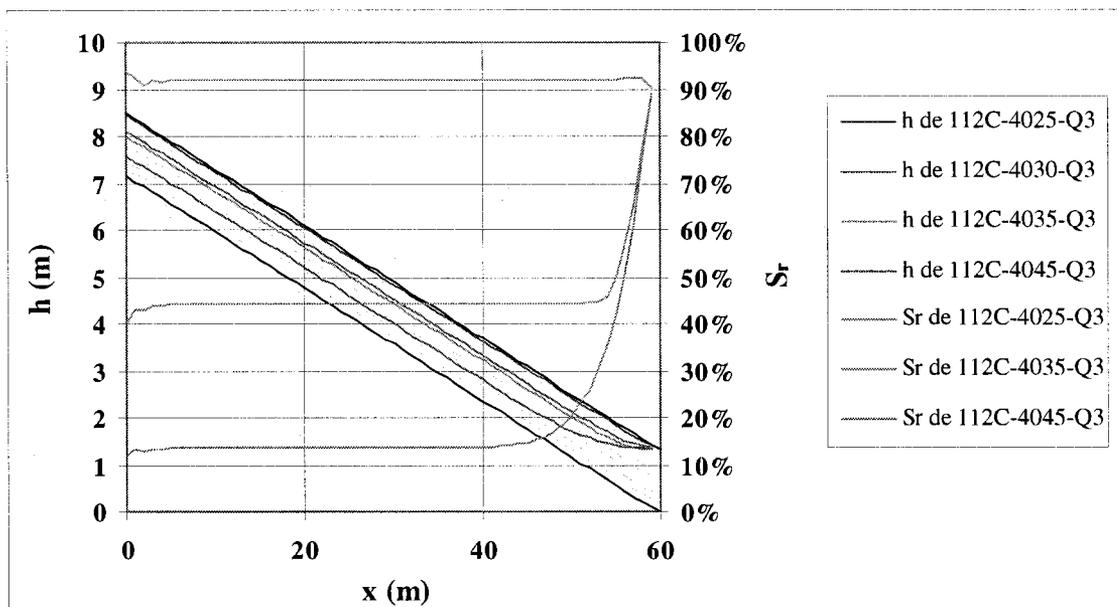


Figure A6.39: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 112C-40 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

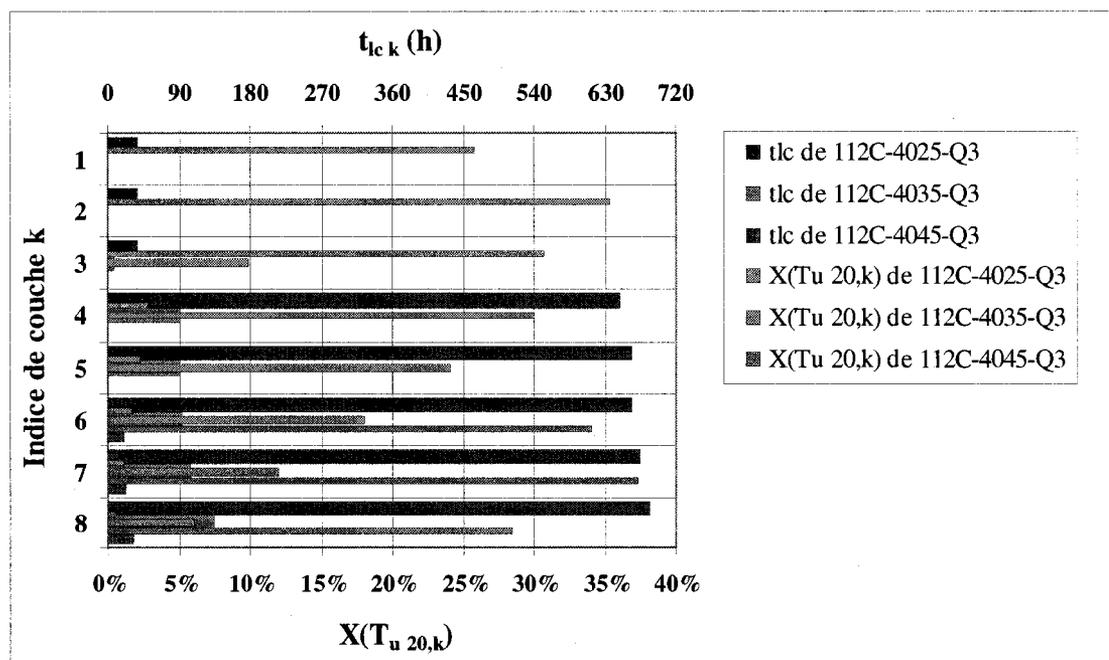


Figure A6.40: Valeurs de $t_{lc k}$ et $X(T_{u 20,k})$ de la simulation 112C-40 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

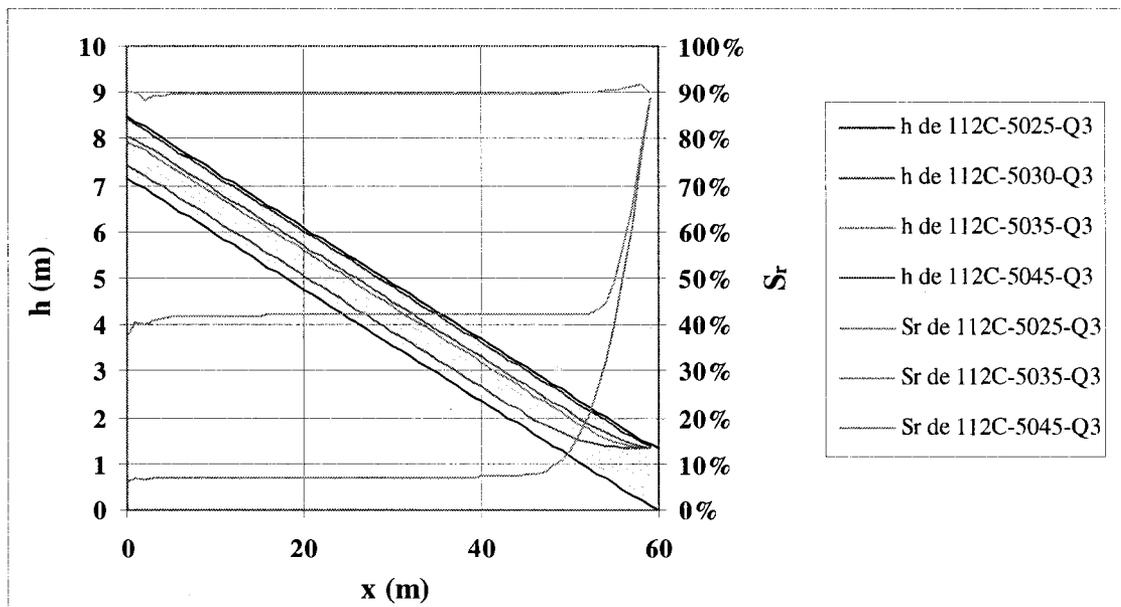


Figure A6.41: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 112C-50 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

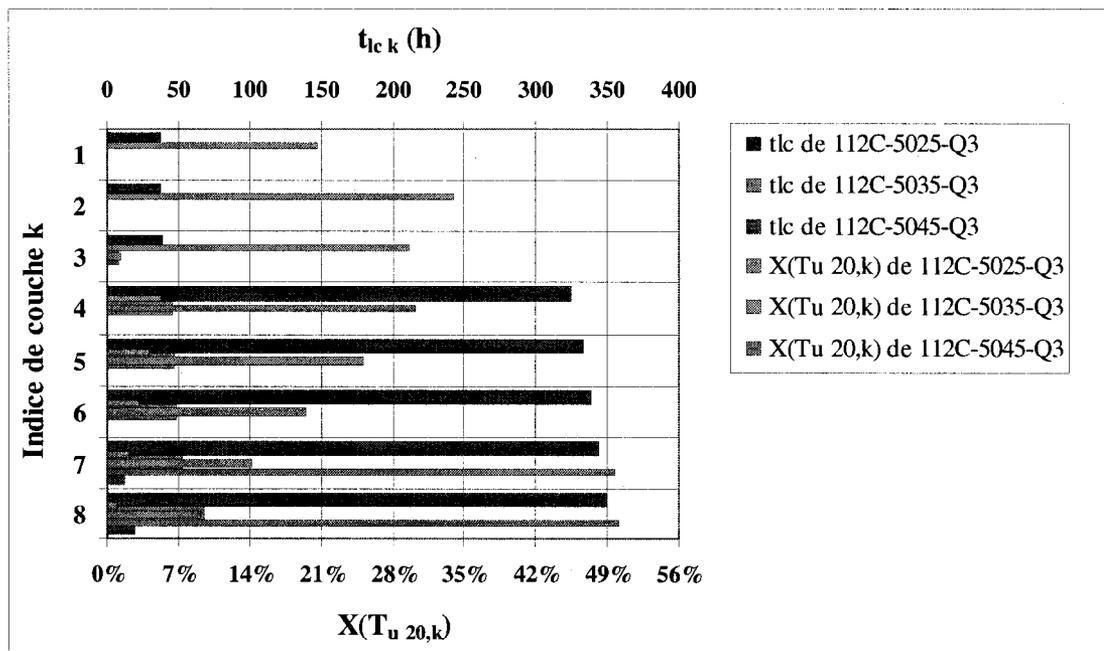


Figure A6.42: Valeurs de $t_{lc\ k}$ et $X(T_{u\ 20,k})$ de la simulation 112C-50 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

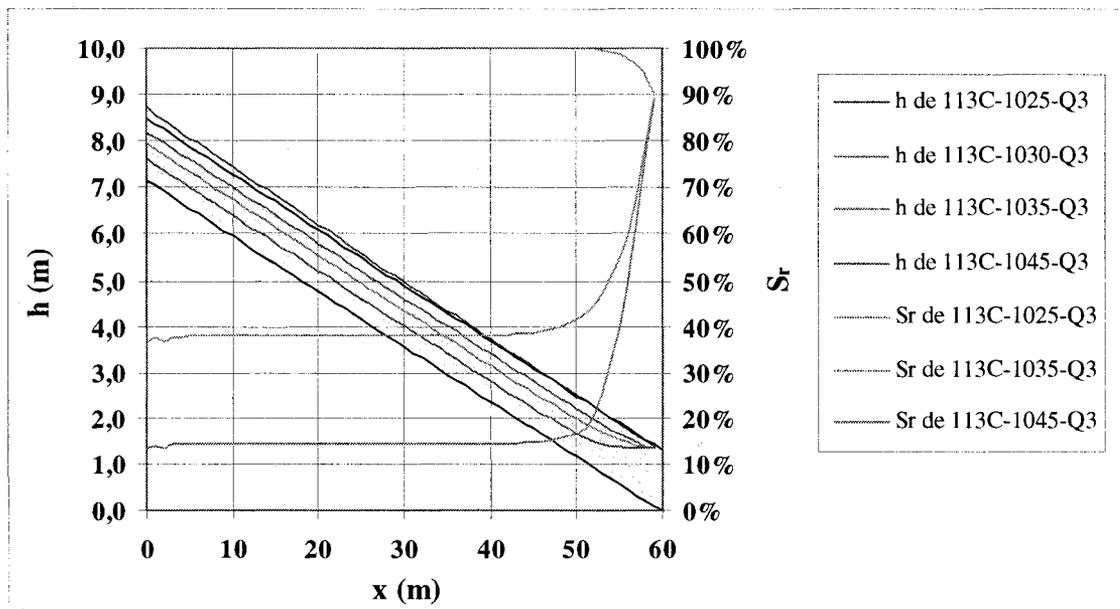


Figure A6.43: Profils longitudinaux de h et S_r en fonction de la porosité pour la simulation 113C-10 soumise au débit $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.

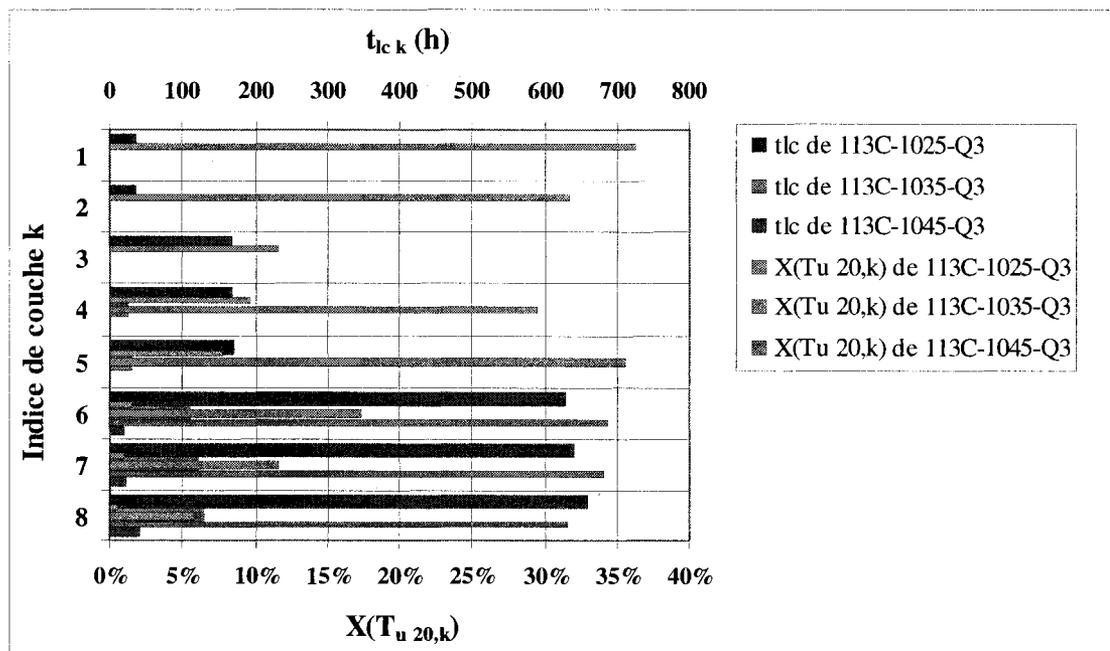


Figure A6.44: Valeurs de $t_{lc k}$ et $X(T_{u 20,k})$ de la simulation 113C-10 pour trois porosités avec $Q_3 = 30 \text{ m}^3/\text{d}$.