

Rapport de Recherche R425

Antoine Bachand, Jasmin Raymond et Félix-Antoine Comeau
(2020)

ÉVALUATION DES POSSIBILITÉS DE STOCKAGE ÉNERGÉTIQUE SOUTERRAIN PAR AIR COMPRIMÉ AU SITE EXPÉRIMENTAL DE NERGICA (GASPÉ)



**IN
RS**

Institut national
de la recherche
scientifique

1. Introduction

Les énergies renouvelables attirent particulièrement l'attention depuis la dernière décennie à la suite d'une forte diminution des coûts de production (IRENA, 2016) et des politiques de lutte contre les changements climatiques, notamment avec les objectifs de l'accord de Paris (COP21). La production d'énergie éolienne en mer et terrestre ainsi que solaire a considérablement augmenté ces dernières années. Toutefois, ces sources intermittentes d'énergie posent une problématique pour la gestion du réseau électrique et l'équilibre physique de l'offre et la demande. En effet, les conditions météorologiques dictent la disponibilité de ces énergies et l'électricité peut être gaspillée si elle n'est pas consommée ou stockée lors des périodes de faible demande. Traditionnellement, les irrégularités sont équilibrées par les centrales à combustibles fossiles. Toutefois, en raison de la croissance de la part en énergie renouvelable, elles sont forcées d'augmenter leur flexibilité et disponibilité au-delà de leur comportement usuel. Ce type d'opération détériore l'équipement de la centrale et provoque une chute de l'efficacité conduisant à des émissions supplémentaires de CO₂ (Bailera et al., 2020). Ainsi, pour augmenter le taux de pénétration des énergies renouvelables, des solutions de stockage énergétique apparaissent essentielles.

Par ailleurs, plusieurs technologies de stockage sont nécessaires pour faire face à la variabilité entre la demande et la production d'électricité. Certaines technologies sont plus adéquates pour un stockage de quelques heures ou journalier, telles que les batteries ou le

stockage par air comprimé (CAES, compressed air energy storage). D'autres technologies ont un potentiel de stockage saisonnier comme le stockage souterrain d'énergie thermique (UTES, underground thermal energy storage) et le stockage souterrain de l'hydrogène. En effet, les batteries possèdent des rendements élevés, mais de fortes pertes d'autodécharge dans le temps (Gabrielli, 2020). D'autre part, les systèmes de *Power to Hydrogen* (PtH2) ont des pertes négligeables à travers le temps, mais de plus faibles rendements (Gabrielli, 2020).

L'objectif de cette étude consiste à évaluer le potentiel de stockage souterrain sur le site expérimental de Nergica à Rivière-au-Renard, près de Gaspé, dans le contexte des réseaux autonomes du Nord canadien. L'étude cible plus spécifiquement le stockage d'énergie à l'air comprimé, bien qu'un intérêt ait été soulevé pour une technologie de stockage hybride de l'air comprimé et de l'hydrogène (Bartela, 2020), qui permettrait d'inclure un stockage journalier et saisonnier. Toutefois, afin de minimiser la complexité du système qui serait appliqué dans les régions nordiques, seulement le stockage d'énergie à air comprimé a été abordé dans cette étude.

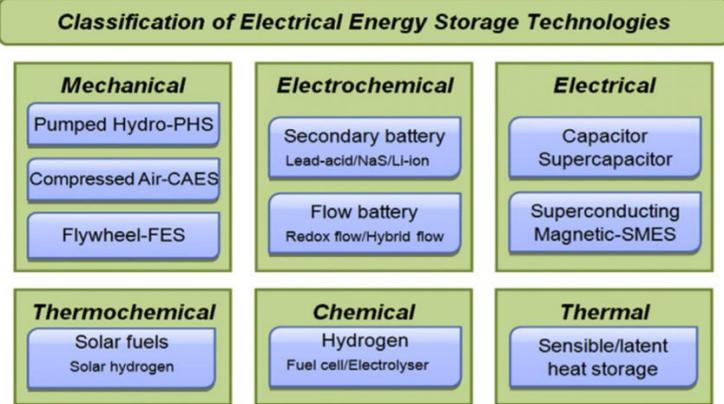


Figure 1: Classification des technologies de stockage d'énergie (Luo et al, 2015).

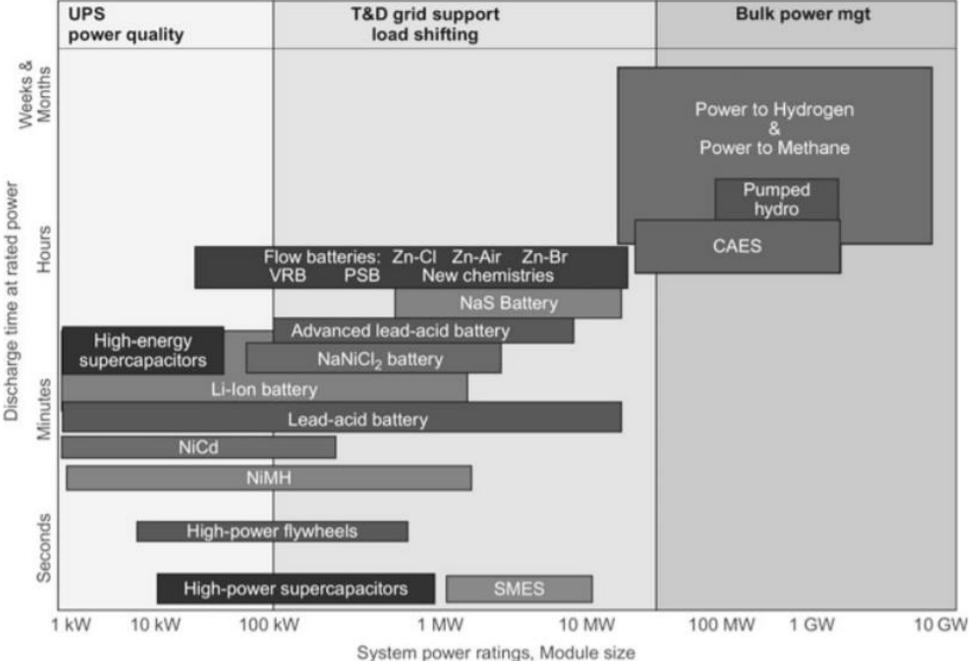


Figure 2: Capacités de puissance par rapport au temps de décharge (Bailera et al, 2020).

Tableau 1: Nomenclature

Abréviation		Symbole	
CAES	<i>Compressed air energy storage</i>	H	Longueur de la cavité (m)
PtH2	<i>Power to Hydrogen</i>	A_c	Aire de la cavité (m ²)
TCS	<i>Thermal Conductivity Scanner</i>	V	Volume (m ³)
D-CAES	<i>Diabatic compressed air energy storage</i>	r_0	Rayon de la caverne (m)
A-CAES	<i>Adiabatic compressed air energy storage</i>	r_e	Rayon d'influence (m)
Symbole		T_i	Température d'injection (K)
K_{Fisher}	Constante de Fisher	m_i	Flux massique d'injection (kg/s)
N_f	Nombre de pôle	m_e	Flux massique d'extraction (kg/s)
$ R $	Vecteur moyen de la famille de discontinuité	m_l	Fuites d'aire (kg/s)
λ_s	Fréquence le long d'une traverse (m ⁻¹)	T_0	Température initiale (K)
λ_i	Fréquence normale (m ⁻¹)	T_{RW}	Température initiale de la caverne (K)
θ_i	Angle entre la famille i et la traverse (°)	Φ	Porosité
α_n	Direction de la normale (°)	k_r	Perméabilité du roc (m ²)
α_s	Orientation de la traverse (°)	p_e	Pression à l'extérieur du réservoir (Pa)
β_n	Pendage de la normale (°)	Constante	
β_s	Pendage de la traverse (°)	μ	Viscosité de l'air (1,79 x 10 ⁻⁵ Pa s)
K_f	Conductivité hydraulique de la fracturation (m s ⁻¹)	c_p	Constante spécifique thermique de l'air à pression constante (1004 J/(kg K))
ρ	Masse volumique (kg m ⁻³)	c_v	Constante spécifique thermique de l'air à volume constant (717 J/(kg K))
g	Accélération gravitationnelle (m s ⁻²)	h_c	Coefficient de transfert de chaleur (W/(m ² K))
a_h	Ouverture des fractures (m)	R	Constante d'air spécifique (286,7 J/(kg K))
N	Nombre de fracture par mètre (m ⁻¹)		
ν	Viscosité dynamique (kg s ⁻¹ m ⁻¹)		
$T.C$	Conductivité thermique (J(m · s · K) ⁻¹)		

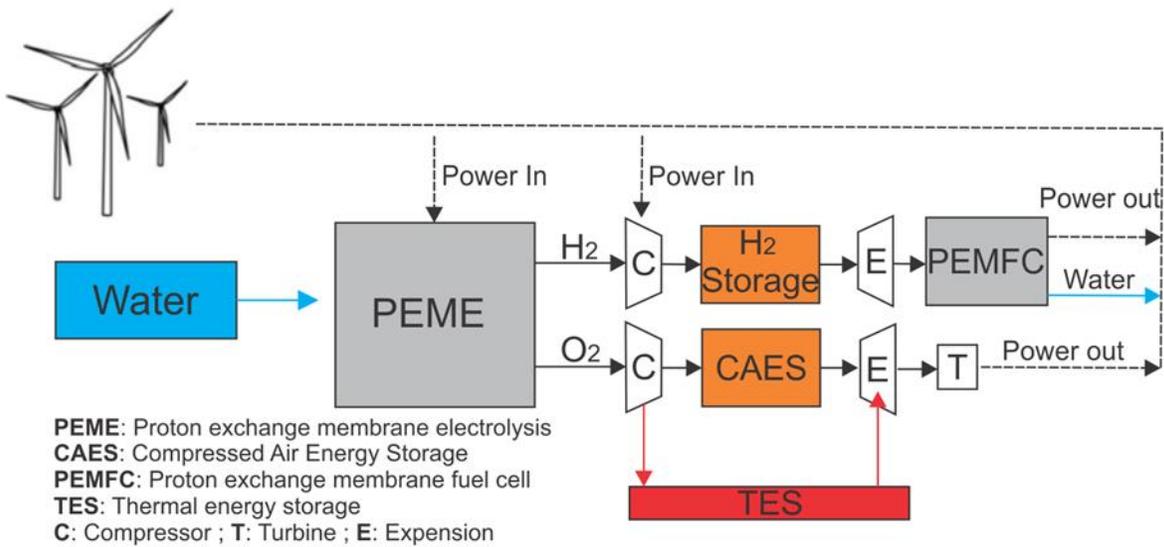


Figure 3 : Modèle simplifié d'un stockage hybride CAES-Hydrogène, inspiré de (Bartela, 2020).

2. Opération de systèmes D-CAES et A-CAES

Les systèmes de stockage par air comprimé (CAES) fonctionnent comme une turbine à gaz conventionnel. Le principe est de comprimer de l'air avec un compresseur dans une cavité souterraine sous pression pendant les périodes de faible demande et de libérer l'air pendant les heures de pointe. Cela fait fonctionner une turbine et réduit l'écart entre la pointe et le vide. Dans un système de CAES conventionnel, soit diabatique (D-CAES), l'énergie thermique due à la compression de l'air se dissipe. Ainsi, un apport énergétique - typiquement d'énergie fossile - est nécessaire pour réchauffer l'air lors de l'expansion en turbine. Ce type de système engendre de faibles rendements, soit environ 40% (Aghahosseini, 2018) sur l'entièreté de la boucle.

Toutefois, l'étude s'intéresse à la technologie adiabatique (A-CAES ; figure 4). Celle-ci est basée sur un principe différent des systèmes conventionnels puisqu'elle emmagasine l'énergie thermique de compression et la chaleur dans une installation de TES. Par conséquent, la chaleur est réinjectée lors de la décharge et permet l'expansion de l'air. Ainsi, une combustion de gaz n'est pas nécessaire pour chauffer l'air comprimé. Le système de TES peut être construit en surface ou possiblement sous terre dans des sédiments non consolidés. Le rendement de la technologie A-CAES est nettement supérieur, à environ 70% (Aghahosseini, 2018; Budt et al., 2016) et celle-ci permet de fournir de l'électricité neutre en carbone lors des pointes énergétiques puisqu'elle ne nécessite pas la combustion d'énergie fossile.

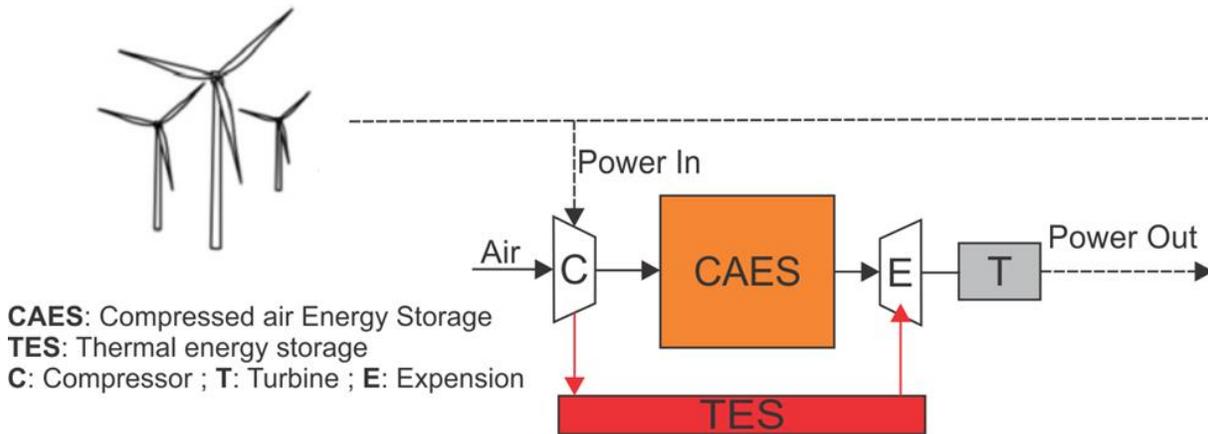


Figure 4 : Modèle simplifié d'un stockage A-CAES.

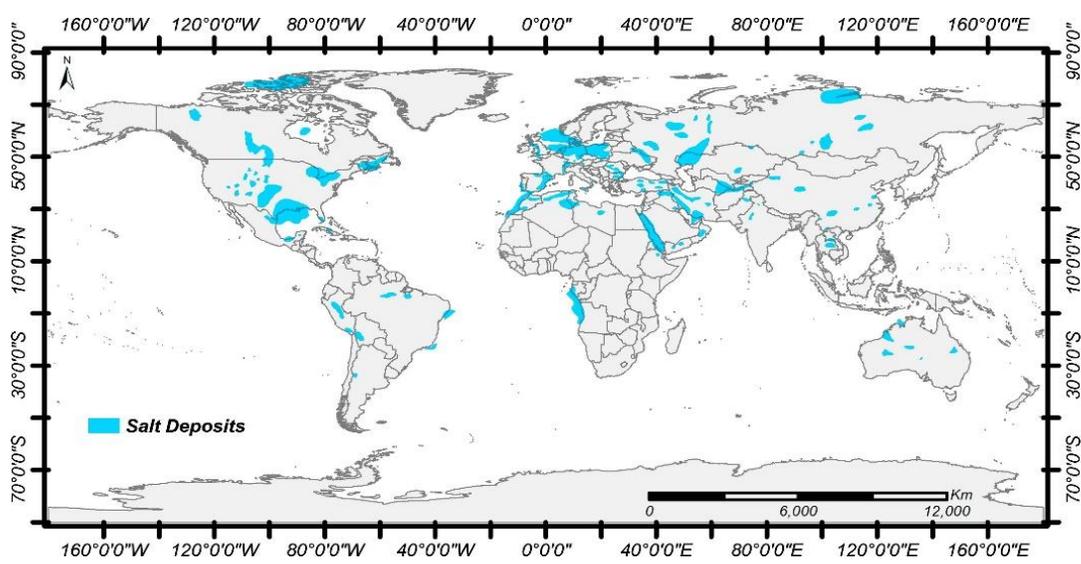


Figure 5: Global salt deposits resources (Aghahosseini, 2018).

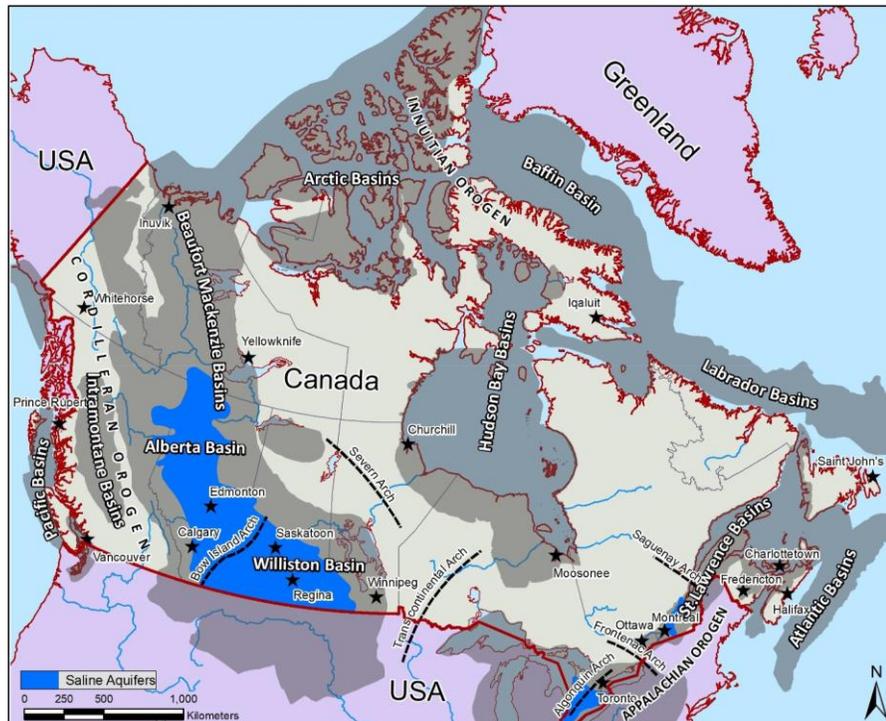


Figure 6: Bassins sédimentaires du Canada (Lemieux et al, 2019).

3. Contextes géologiques appropriés pour le CAES

Les environnements géologiques appropriés pour le stockage souterrain d'air comprimé sont les dômes de sel, les aquifères et les cavités dans des roches cristallines. Les formations de sel sont considérées comme la meilleure option pour le stockage à air comprimé puisqu'elles ont été utilisées pour le stockage d'hydrocarbure et sont bien documentées par l'industrie (Katz et al., 1959; Liang et Lindblom, 1994). Notamment, les centrales de stockage par air comprimé Huntorf et McIntosh sont actuellement en opération dans ce contexte géologique (Guo et al., 2016). Toutefois, au Québec, les formations de sel sont uniquement présentes dans la région des Îles-de-la-Madelaine (Figure 5).

Bien que le stockage en aquifère soit la technologie à grand volume la moins dispendieuse (Luo et al., 2015), celle-ci nécessite un contexte géologique précis, tel qu'un pli anticlinal pour assurer l'étanchéité ainsi qu'une roche réservoir ayant une porosité supérieure à 13% (Matos, 2019). Bien que certaines zones du bassin sédimentaire des Basses-Terres du Saint-Laurent puissent répondre à ces critères, il n'y a pas présence de ce type d'aquifère dans les régions nordiques du Québec (figure 6), lesquelles sont caractérisées majoritairement par des roches métamorphiques et cristallines.

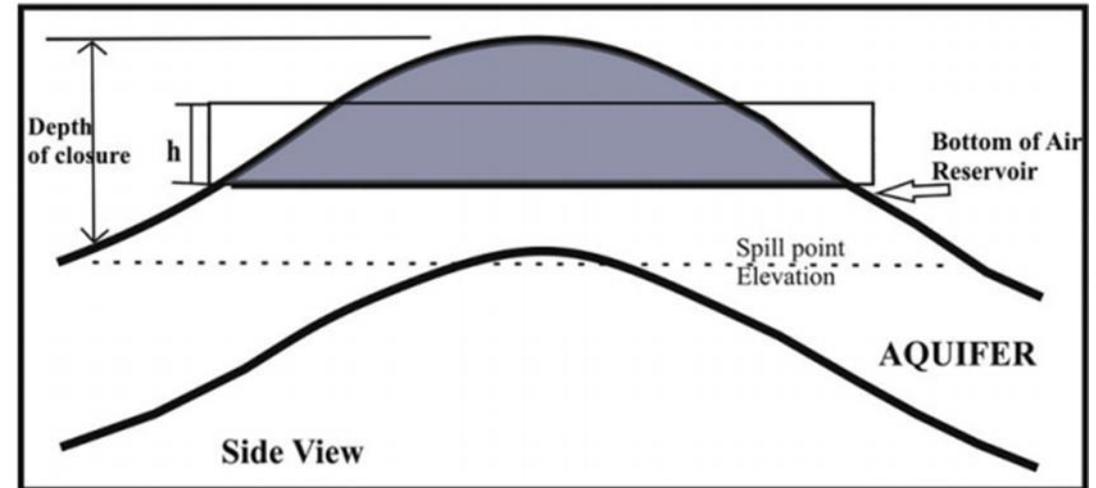


Figure 7: Modèle structural nécessaire pour un stockage en aquifère (Matos, 2019).

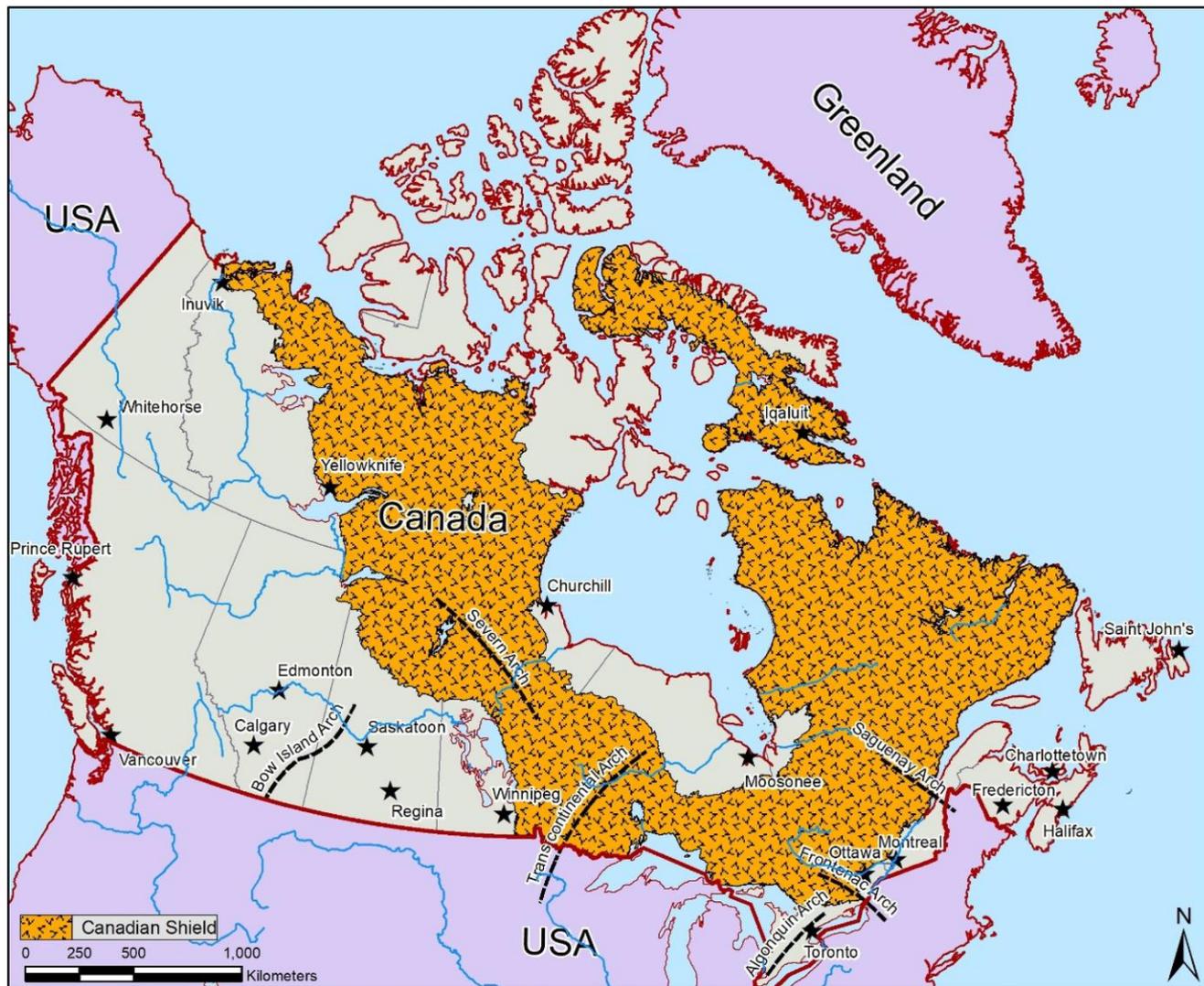


Figure 8: Étendue du Bouclier canadien (Lemieux et al, 2019).

3. Contextes géologiques appropriés pour le CAES

Ainsi, l'étude porte son intérêt sur les cavités dans des roches métamorphiques et cristallines. La vaste majorité des études réalisées sur le sujet considèrent une réutilisation d'anciennes cavités minées. Encore une fois, ce type d'infrastructure est peu présent dans la région du Nunavik, de la Basse-Côte-Nord et encore moins près des villages et zones à forte densité de population.

Par conséquent, l'étude a pour objectif d'évaluer le potentiel d'une technologie innovante, soit le stockage à air comprimé en trou de forage avec ou sans coffrage. Celle-ci permet d'étendre les contextes géologiques favorables au stockage souterrain d'énergie en plus d'offrir une solution modulable qui peut s'appliquer à différentes échelles. En effet, il devient simple d'augmenter le nombre de forages pour répondre à une demande croissante de stockage et les forages peuvent être effectués près des infrastructures du réseau ou de la population. Le principe de cette technologie est très similaire au stockage en caverne. Il est donc primordial d'évaluer le pourcentage de fuites d'air sur un cycle journalier pour évaluer la faisabilité d'un projet. En effet, une des exigences les plus critiques est d'avoir une étanchéité adéquate contre les fuites d'air (Wu et al. 2020). De nombreux chercheurs ont indiqué qu'un taux de fuites d'air de 2% par jour entraînerait des coûts supplémentaires significatifs par année (Wu et al., 2020).

4. Évaluation des fuites d'air

Plusieurs méthodes ont été proposées pour estimer les fuites d'air. Les simulations numériques sont très utiles dans ce contexte puisqu'elles ne nécessitent pas une construction initiale de la caverne. En 2012, Rutqvist et al. (2012) ont utilisé le code TOUGH2-FLAC3D (méthode de résolution numérique à différences finies) à écoulement polyphasique pour étudier les réponses thermodynamiques et mécaniques d'une caverne de stockage à air comprimé. L'objectif était d'évaluer la faisabilité de la construction d'une installation de CAES d'un point de vue de l'efficacité énergétique (Wu et al., 2020). Ensuite, Bauer et al. (2012) ont réalisé un modèle d'écoulement à deux phases pour analyser les fuites d'air d'une installation. A suivi, en 2015, l'étude de Zhou et al. (2015) qui ont élaboré une simulation avec le logiciel COMSOL Multiphysique (méthode de résolution numérique à éléments finis) calculant le pourcentage de fuite d'air tout en ajoutant des joints en caoutchouc qui recouvrent la

caverne rocheuse. En 2018, les mêmes auteurs ont développé une méthode analytique et itérative qui permet d'estimer rapidement le taux de fuite d'air d'une caverne de CAES, non revêtue, avec une précision adéquate et nécessitant moins de paramètres que les simulations numériques (Zhou et al., 2018 ; Wu et al., 2020). Cette méthode a même été comparée à des tests de terrains de l'usine de Huntorf qui se trouvent dans une cavité saline. Enfin, Wu et al. (2020) ont réalisé un modèle thermo-hydro-mécanique avec COMSOL Multiphysique pour estimer les fuites d'air tout en considérant le transfert de chaleur non isotherme, un écoulement de fluide polyphasé et la déformation géomécanique.

La présente étude est basée sur le modèle analytique de Zhou et al. (2018) qui a été implémenté dans un code en langage Python afin d'estimer rapidement les fuites d'air et d'effectuer une analyse des facteurs ayant le plus d'impact.

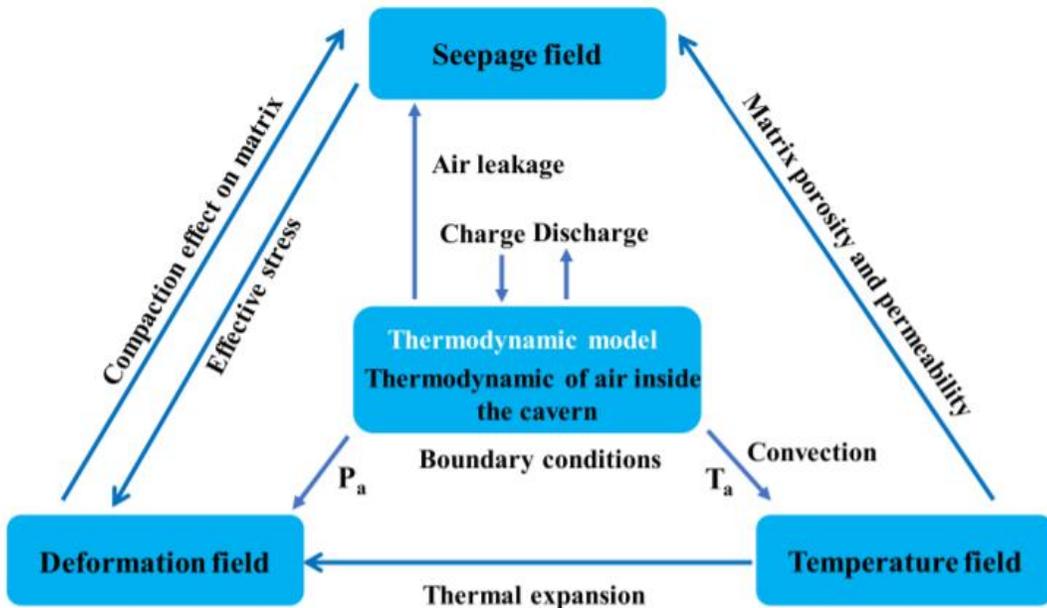


Figure 9: Relation entre les processus physiques d'un système de CAES (Wu et al., 2020).

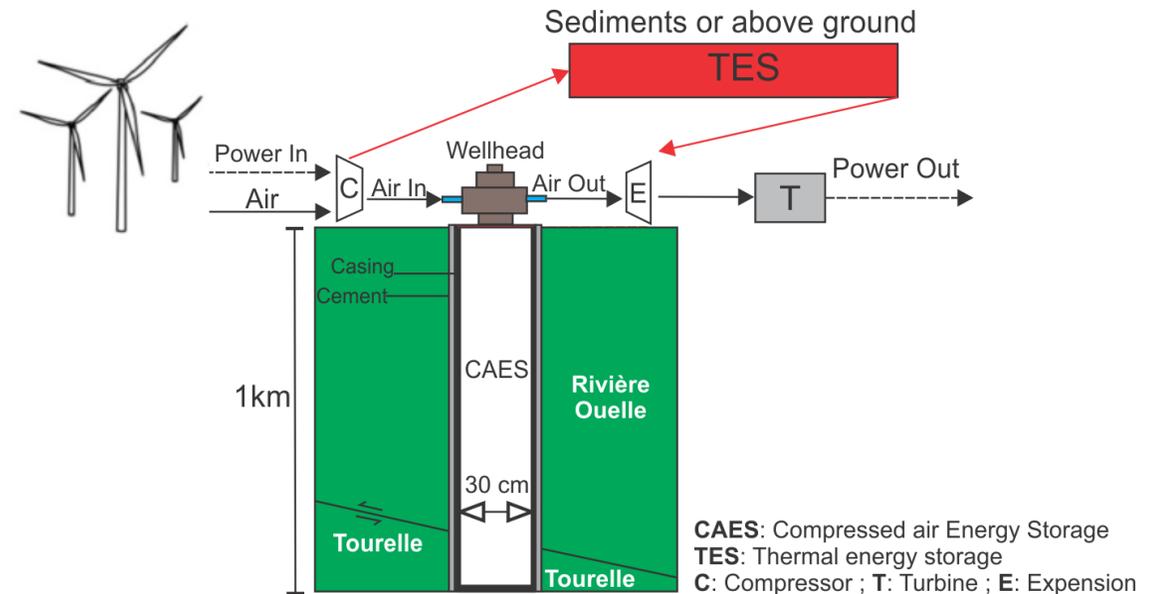


Figure 10 : Modèle simplifié d'un stockage de A-CAES en forage.

5. Contexte géologique au site expérimental de Nergica

Le site pilote de Nergica se retrouve dans la province géologique des Appalaches, plus précisément dans les roches cambro-ordoviciennes de la zone de Humber qui a été mise en place lors de l'orogénie taconienne (Malo, 2001). La zone de Humber est formée d'un assemblage de nappes mises en place par un système de failles chevauchantes (Malo, 2001). Les roches sédimentaires ont subi une forte déformation lors de l'orogénie taconienne et une déformation plus légère lors de l'orogénie acadienne et elles sont parfois

faiblement métamorphisées (Slivitzky, 1995). On y retrouve le Super Groupe de Québec avec les formations : Deslandes, Tourelle, Rivière Ouelle, Lits de cap canon, Romieu, Murphy Creek et Corner-of-the-beach (Castonguay et al., 2005). Formellement, le site pilote se retrouve sur les formations de la Rivière-Ouelle et de Tourelle ainsi que sur une faille chevauchante. Ces formations sont constituées de divers assemblages de roches sédimentaires, soit principalement des shales, grauwackes, calcaires, conglomérats calcaires et dolomies (Slivitzky, 1995).

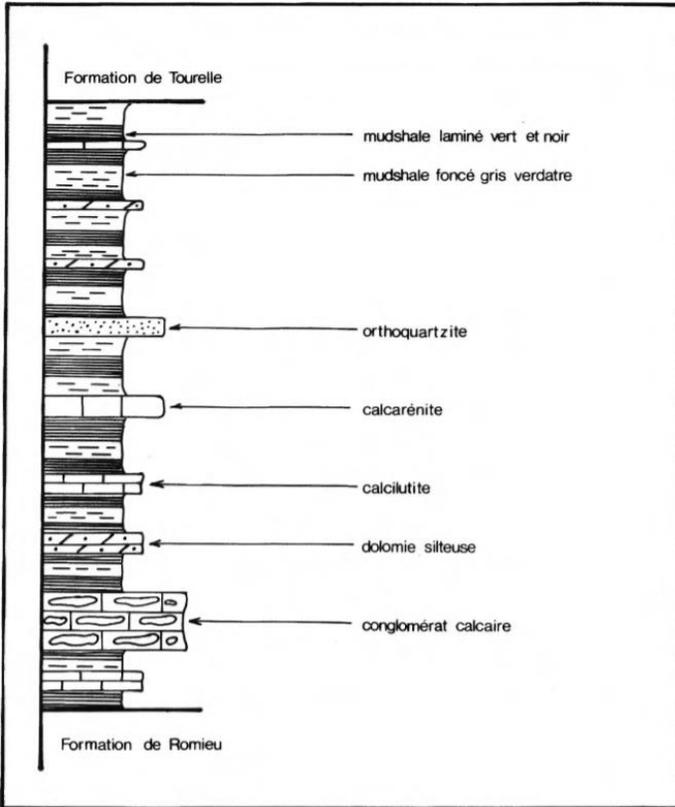


Figure 11: Stratigraphie de la formation Rivière-Ouelle (Slivitzky, 1995).

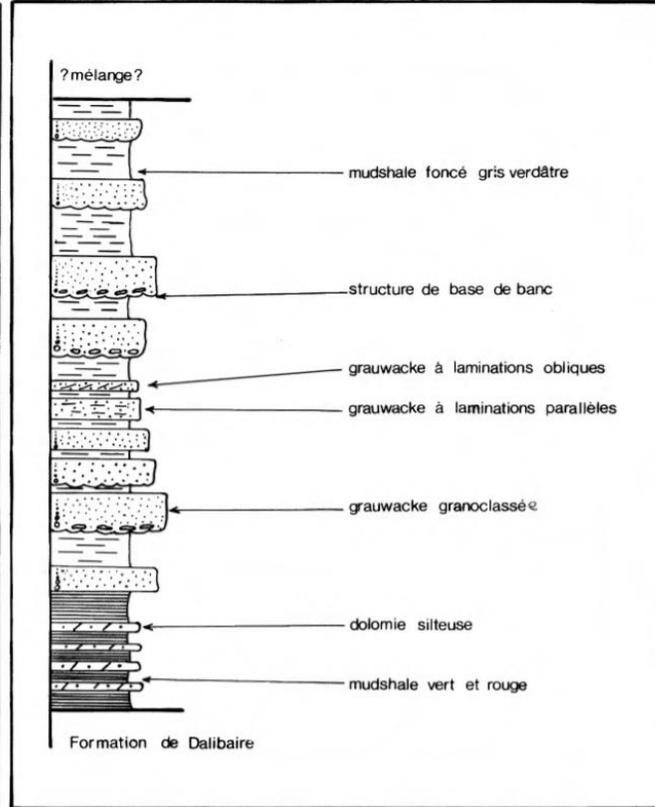


Figure 12: Stratigraphie de la formation Tourelle (Slivitzky, 1995).

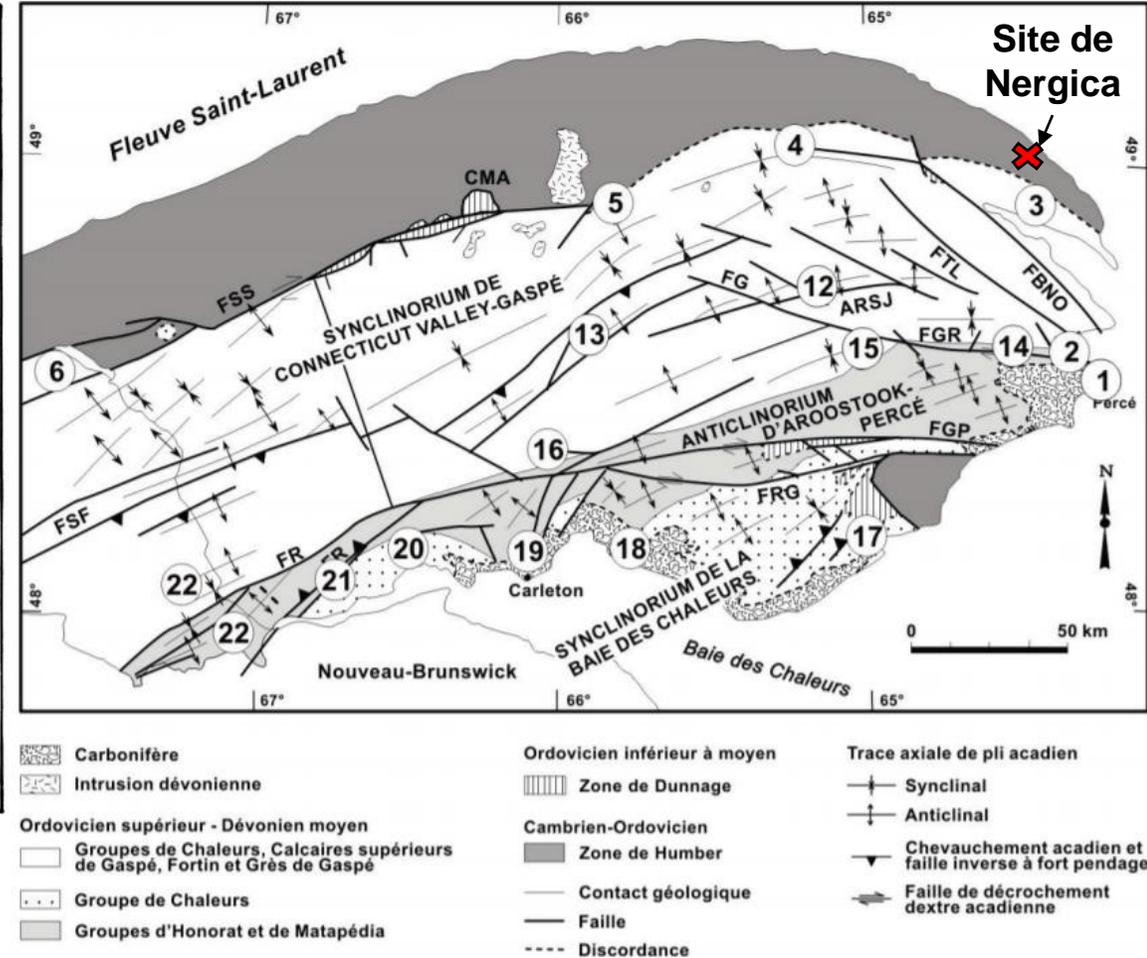
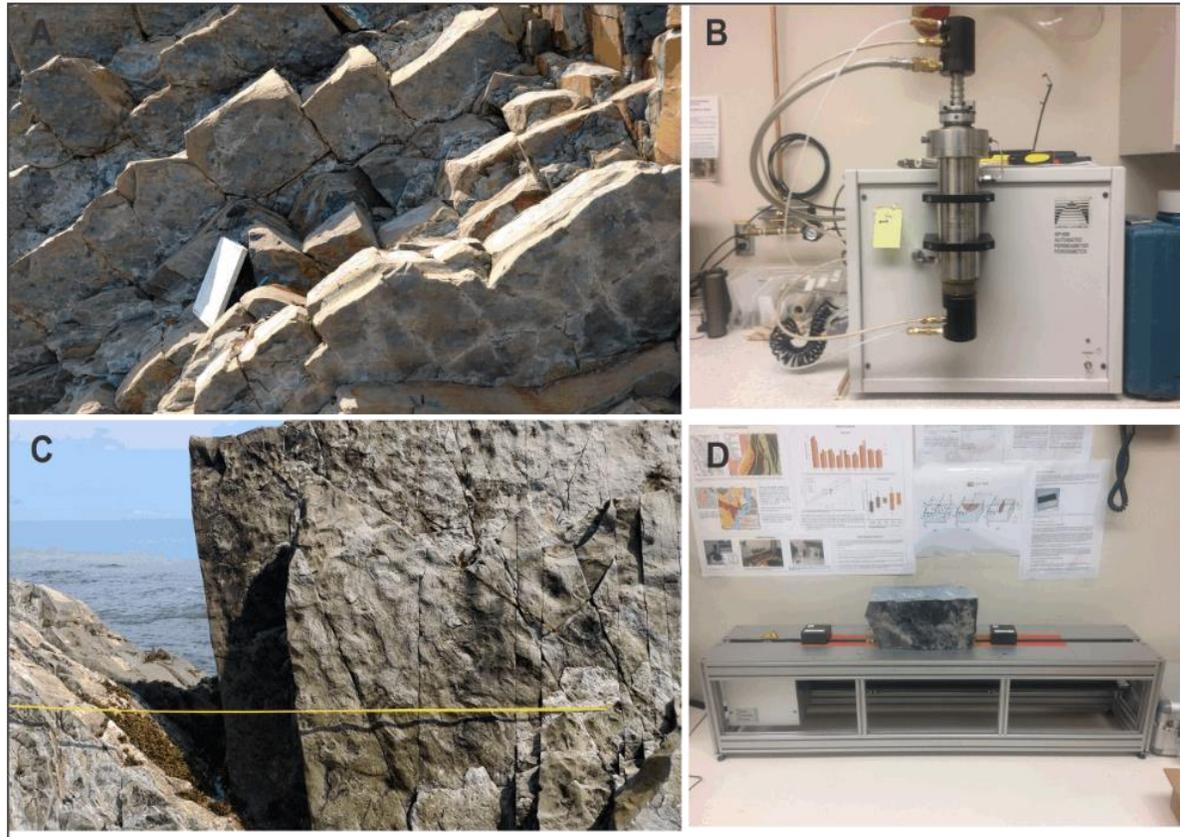


Figure 13: Carte géologique simplifiée de la Gaspésie avec localisation du site de Nergica. (Modifié de Séjourné et Malo, 2015)



A: Discontinuités d'un affleurement de dolomie (berge)
 B: Permeameter-Porosimeter
 C: Ruban de la *Scan line*
 D: Thermal Conductivity Scanner (TCS)

Figure 14: Photos des travaux de terrains et de laboratoire.

6. Méthodologie

6.1. Travaux de terrain

Les travaux de terrains ont été réalisés au cours de l'été 2020 et consistent à un échantillonnage des différentes lithologies de deux formations géologiques d'intérêt. Un échantillonnage représentatif est nécessaire pour mesurer la conductivité thermique in situ, la capacité thermique, la porosité et la perméabilité.

En outre, une analyse des discontinuités par « Scanline » a été réalisée sur des affleurements d'une carrière et sur les berges du Golfe Saint-Laurent. Il est important ici de reconnaître qu'il n'existe pas de norme universellement acceptée pour l'échantillonnage de « Scanline » (Priest, 1993). En effet, il est souhaitable de modifier les techniques en fonction de l'état des affleurements (Priest, 1993). On choisit idéalement une paroi rocheuse propre, approximativement plane et suffisamment grande par rapport à l'espacement des discontinuités, d'où la sélection de falaises côtières et d'une carrière. Les lignes de « Scanline » elles-mêmes sont simplement un ruban à mesurer de 30 mètres de longueur. De plus, il est nécessaire de réaliser une seconde « Scanline » sur une paroi rocheuse approximativement perpendiculaire à la première « Scanline » pour minimiser le biais de l'orientation (Priest, 2020). L'objectif est de réaliser un échantillonnage linéaire rigoureux des discontinuités qui pourraient être interceptées par un forage, mais sans souffrir d'une faible largeur d'échantillon. Dans l'analyse structurale, 8 « Scanline » ont été réalisées totalisant un échantillonnage de 719 discontinuités.

6.2. Travaux de laboratoire

Les mesures en laboratoire ont été réalisées avec deux équipements, soit un scanneur infrarouge servant à évaluer les propriétés thermiques des échantillons et un porosimètre et perméamètre au gaz servant à évaluer les propriétés physiques et hydrauliques. Pour l'analyse thermique, 18 échantillons ont été prélevés et mesurés. La conductivité thermique est déterminée selon la méthode ISRM (Popov et al., 2016). Quant à l'analyse physique et hydraulique, 14 carottes ont été forées et mesurées. Les échantillons ont une forme cylindrique avec un diamètre de 2,54 cm et une longueur minimale de 3,40 cm. La porosité et perméabilité sont mesurées sur une plage de pression de confinement de 500 à 5000 psi.

$$K_{Fisher} = \frac{N_f - 1}{(N_f - |R|)} \quad (I)$$

$$\lambda_s = \sum_{i=1}^n \lambda_i |\cos \theta_i| \quad (II)$$

$$\cos \theta = |\cos(\alpha_n - \alpha_s) \cos \beta_n \cos \beta_s + \sin \beta_n \sin \beta_s| \quad (III)$$

$$K_f = \frac{\rho g a_h^3 N}{12v} \quad (IV)$$

6. Méthodologie

6.3. Fracturation

La loi de Fisher (équation I) a été utilisée pour analyser les discontinuités des différentes « Scanlines ». Ceux-ci ont été regroupés en familles de discontinuités avec un cône d'un angle de 30 degrés au tour du pôle moyen de la famille. Un espacement moyen de ces familles a ensuite été calculé pour un forage vertical. La correction des orientations a été réalisée à l'aide des équations II et III. La correction n'est pas appliquée aux discontinuités dites aléatoires et leur espacement est simplement additionné aux espacements corrigés.

La fracturation naturelle peut permettre un écoulement de l'eau souterraine et engendrer ainsi une perméabilité de fracturation. L'ouverture et l'espacement des fractures peuvent être utilisés avec la loi cubique (équation IV) pour calculer la conductivité hydraulique qui est liée à la perméabilité des fractures (Witherspoon et al., 1979). Une mesure de l'ouverture des fractures sur le terrain (en surface) est non représentative puisqu'elles ont subi une altération mécanique. Ainsi, dans le cadre de l'étude, l'ouverture des fractures a été considérée constante et la conductivité hydraulique a été calculée selon trois catégories de fracture, soit très fine (0,2 à 4 μm), fine (4 à 100 μm) et modérée à large (100 à 3000 μm).

$$\rho = \rho_0 + \frac{1}{V} \int_{t_0}^t (m_i(t) + m_e(t) - m_l(t)) dt \quad (V)$$

$$P = \rho RT \quad (VI)$$

$$m_l = \frac{1.0967 \times 10^{-2} k_r H (p^2 - p_e^2)}{\mu Z T \ln \left(\frac{r_e}{r_0} \right)} \quad (VII)$$

$$r_e = \sqrt{\frac{k p t}{\phi \mu}} \quad (VIII)$$

$$T = (T_n + \alpha) e^{\beta(t-t_n)} - \alpha, \quad (n = 0, 1, 2, 3) \quad (IX)$$

6. Méthodologie

6.4. Équations du modèle analytique pour l'estimation des fuites d'air (Zhou et al., 2018)

Les paramètres de la température de la cavité, de la pression de la cavité, de la densité de l'air et des fuites d'air sont corrélés entre eux. Par conséquent, ceux-ci ne peuvent pas être résolus simultanément à l'aide de calcul numérique et ils nécessitent une résolution analytique. Ainsi, afin d'estimer les fuites d'air, l'étude a utilisé la méthode itérative développée par Zhou et al., (2018). Les équations V à IX ont été utilisées pour obtenir la valeur des paramètres initiaux avant de débiter les itérations.

La densité est obtenue à l'aide de l'équation V où m_i , m_e et m_l représentent respectivement le flux massique d'injection (kg/s), le flux massique d'extraction (kg/s) et les fuites d'aires (kg/s). La pression est obtenue à l'aide de l'équation VI où ρ est la densité (kg/m³); R est la constante spécifique de l'air (286,7 J Kg⁻¹ K⁻¹) et T est la température (K).

Ensuite, les fuites d'air sont obtenues à l'aide de l'équation VII où k_r désigne la perméabilité du socle rocheux (m²) ; H désigne la longueur de la cavité (m) ; p désigne la pression de la cavité (Pa); p_e désigne la pression à l'extérieur du réservoir; T désigne la température de l'air dans la cavité (K); μ désigne la viscosité du gaz à p_e et T (Pa s); Z désigne le facteur de compressibilité du gaz; r_0 désigne le rayon de la cavité (m) et r_e désigne le rayon d'impact du réservoir (m) (Zhou et al., 2018). Ce dernier est estimé à l'aide de l'équation VII où p correspond à la pression moyenne (Pa) (Zhou et al., 2018).

Quant à la température de l'air dans la cavité, celle-ci est obtenue à l'aide de l'équation IX où T_{RW} représente la température de la paroi, T_n représente la température de l'air à différents stades d'injection, de stockage et d'extraction et les facteurs α et β sont obtenus à l'aide des équations de la figure 15 où les différentes constantes sont présentées au tableau 5 (Zhou et al., 2018).

$$\alpha = \begin{pmatrix} \frac{m_i c_p T_i + h_c A_c T_{RW}}{m_i (\mathbf{R} - c_p) - m_{lav} \mathbf{R} - h_c A_c} & , t_0 \leq t \leq t_1 (n = 0, \text{ injection phase}) \\ \frac{h_c A_c T_{RW}}{-m_{lav} \mathbf{R} - h_c A_c} & , t_1 < t \leq t_2 (n = 1, \text{ first storage phase}) \\ \frac{h_c A_c T_{RW}}{(m_e - m_{lav}) \mathbf{R} - h_c A_c} & , t_2 < t \leq t_3 (n = 2, \text{ withdrawal phase}) \\ \frac{h_c A_c T_{RW}}{-m_{lav} \mathbf{R} - h_c A_c} & , t_3 < t \leq t_4 (n = 3, \text{ second storage phase}) \end{pmatrix} \quad \beta = \begin{pmatrix} \frac{m_i (\mathbf{R} - c_p) - m_{lav} \mathbf{R} - h_c A_c}{V \rho_{av} c_v} & , t_0 \leq t \leq t_1 (n = 0, \text{ injection phase}) \\ \frac{-m_{lav} \mathbf{R} - h_c A_c}{V \rho_{av} c_v} & , t_1 < t \leq t_2 (n = 1, \text{ first storage phase}) \\ \frac{(m_e - m_{lav}) \mathbf{R} - h_c A_c}{V \rho_{av} c_v} & , t_2 < t \leq t_3 (n = 2, \text{ withdrawal phase}) \\ \frac{-m_{lav} \mathbf{R} - h_c A_c}{V \rho_{av} c_v} & , t_3 < t \leq t_4 (n = 3, \text{ second storage phase}) \end{pmatrix}$$

Figure 15: Équation de température de la méthode itérative (Zhou et al., 2018)

6. Méthodologie

6.5. Méthode itérative (Zhou et al., 2018)

La méthode analytique de Zhou et al. (2018) a été implémentée dans un code en langage python. La première boucle itérative calcule les valeurs initiales de la densité de l'air, de la température de la cavité et des fuites d'air. Chacune des valeurs sont ensuite recalculées en prenant compte du plus récent calcul des fuites d'air. On obtient une convergence de la boucle d'itération lorsque le taux δ est inférieur à 1%. Celui-ci est défini par l'équation X où m_l correspond aux fuites d'air (kg/s) et k correspond au nombre d'itérations. Un léger ajustement de l'itération est ensuite apporté. Une description complète des étapes de la méthode est présentée dans l'étude de Zhou et al. (2018) et à la figure 16.

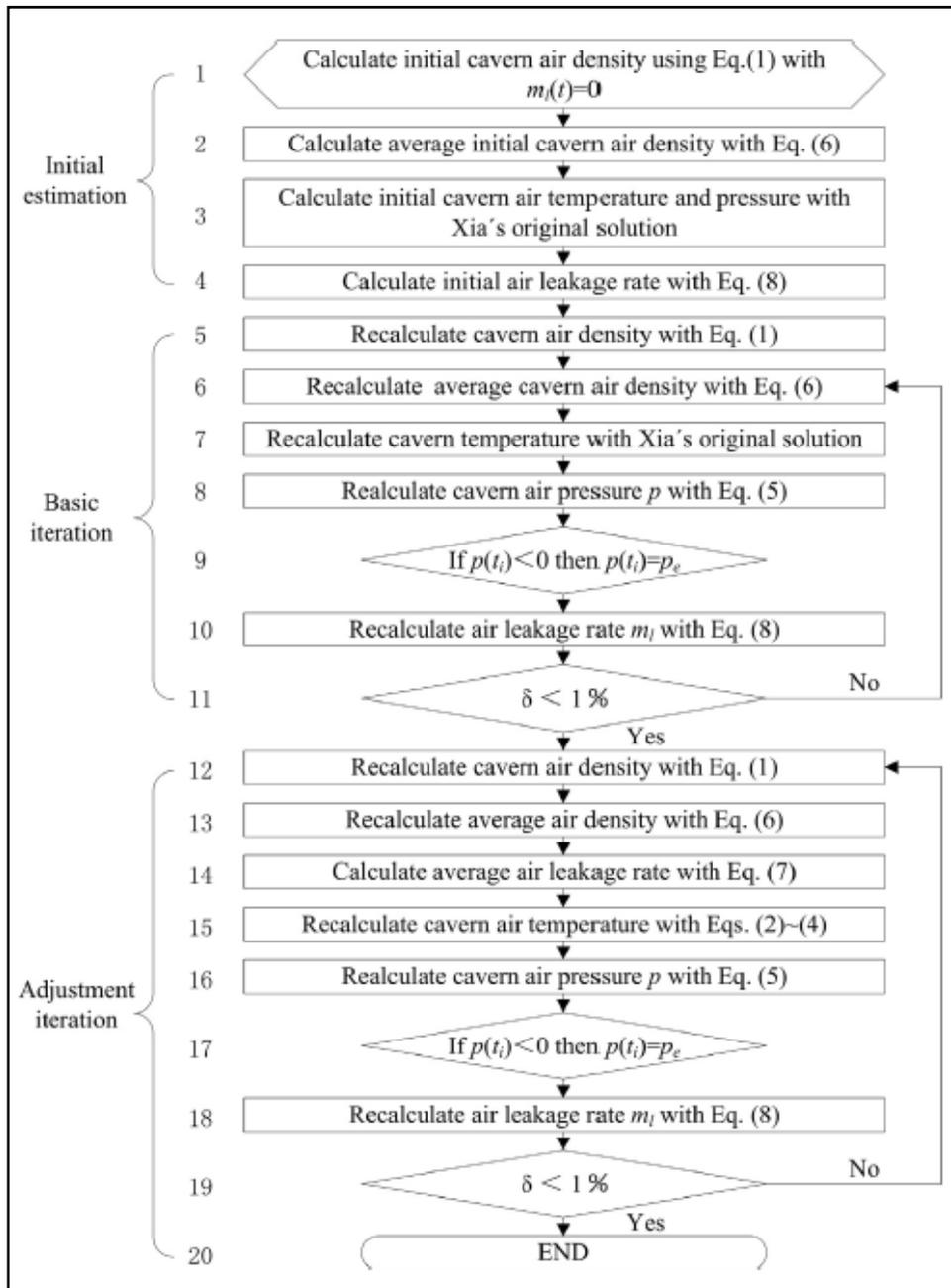


Figure 16: Méthode itérative (Zhou et al., 2018)

$$\delta = \left| \frac{m_l^{(k+1)}(t_{-4}) - m_l^{(k)}(t_{-4})}{m_l^{(k)}(t_{-4})} \right| \quad (X)$$

Tableau 2: Paramètre du test pilote de Kamioka (Zhou et al., 2018)

Parameters	Values
Cavern length, H (m)	9
Cavern surface area, A_c (m^2)	211.5
Cavern volume, V (m^3)	222.75
Cavern radius, r_0 (m)	2.8068
Temperature of injected air, T_i ($^{\circ}C$)	30.82
Mass rate of injected air before 2h, m_i (kg/s)	0.306
Mass rate of injected air after 2h, m_i (kg/s)	0.232
Heat transfert coefficient, h_c ($W/m^2 K$)	30
Initial temperature, T_0 ($^{\circ}C$)	20
Rock permeability, k (m^2)	5×10^{-14}
Rock porosity, ϕ	0.1
Air viscosity, μ (Pa s)	1.79×10^{-5}
Air pressure at reservoir edge, p_e (Pa)	1.0133×10^5

6. Méthodologie

6.6. Ajustement du modèle analytique avec les tests de Kamioka

Le code en langage python est basé sur un cycle d'opération de 12h. Avant d'effectuer l'analyse des facteurs d'influence, l'exactitude du code a été évaluée avec les paramètres du test pilote de Kamioka (tiré de l'étude de Zhou et al., 2018). La caverne de l'essai pilote a été construite dans une galerie de la mine de zinc de Kamioka, dans la préfecture de Gifu au Japon (Zhou et al., 2018) et ses paramètres sont présents au tableau 2. Après la seconde boucle itérative, l'évolution des fuites d'air, de la température et de la pression présente une forte corrélation avec les résultats de l'étude de Zhou et al. (2018). Toutefois, le code développé dans cette étude a convergé après 17 itérations alors que 19 itérations ont été nécessaires dans l'étude de Zhou et al. (2018) pour le test pilote de Kamioka. Cette faible disparité peut être expliquée par la boucle d'ajustement de l'itération.

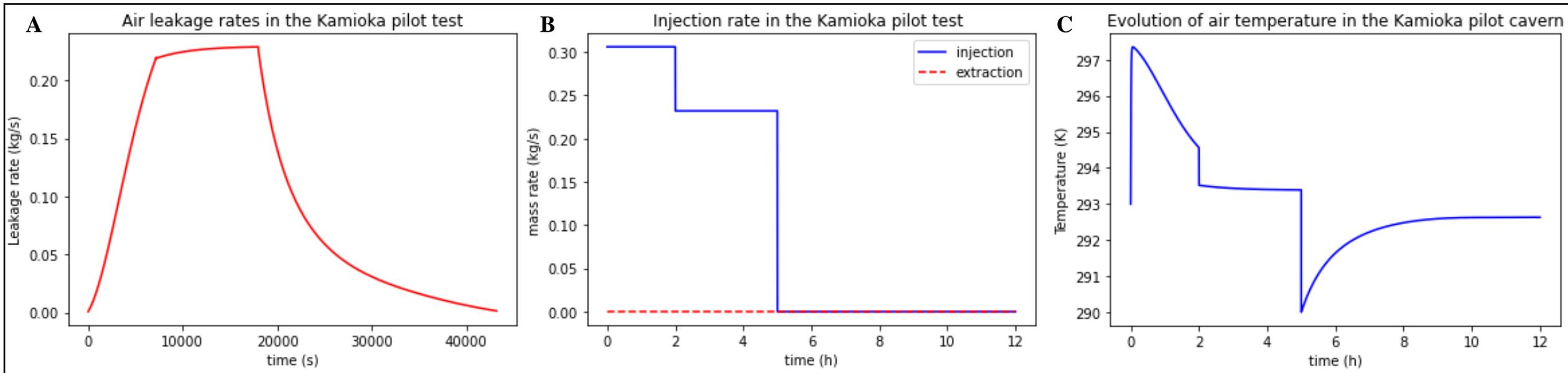


Figure 17: Simulation du test pilote de Kamioka effectué avec le code pyhton; A: Graphique des fuites d'air; B: Graphique de l'injection; C: Graphique de la temperature

7. Résultats

7.1. Propriété thermique

Les moyennes et plages de conductivité thermique des formations de Tourelle et de la Rivière-Ouelle sont présentées à la figure 18. Elles sont aussi présentées sous forme de graphique en fonction de la diffusivité thermique. Il est à noter que la conductivité et la diffusivité thermique n'ont pas été mesurées sur les shales de la Formation de la Rivière-

Ouelle, en raison de l'impossibilité d'obtenir un échantillon de taille adéquate. Par conséquent, la même valeur obtenue sur les shales de la Formation de Tourelle a été utilisée pour la figure 12-B. Dans la Formation Tourelle, la valeur moyenne la plus élevée est dans les grès ($3,7 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$) et la valeur moyenne la plus faible est dans les shales ($2,8 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$). Dans la Formation de la Rivière-Ouelle, la valeur moyenne la plus élevée est dans les conglomérats ($5,1 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$) et la valeur moyenne la plus faible se trouve encore dans les shales.

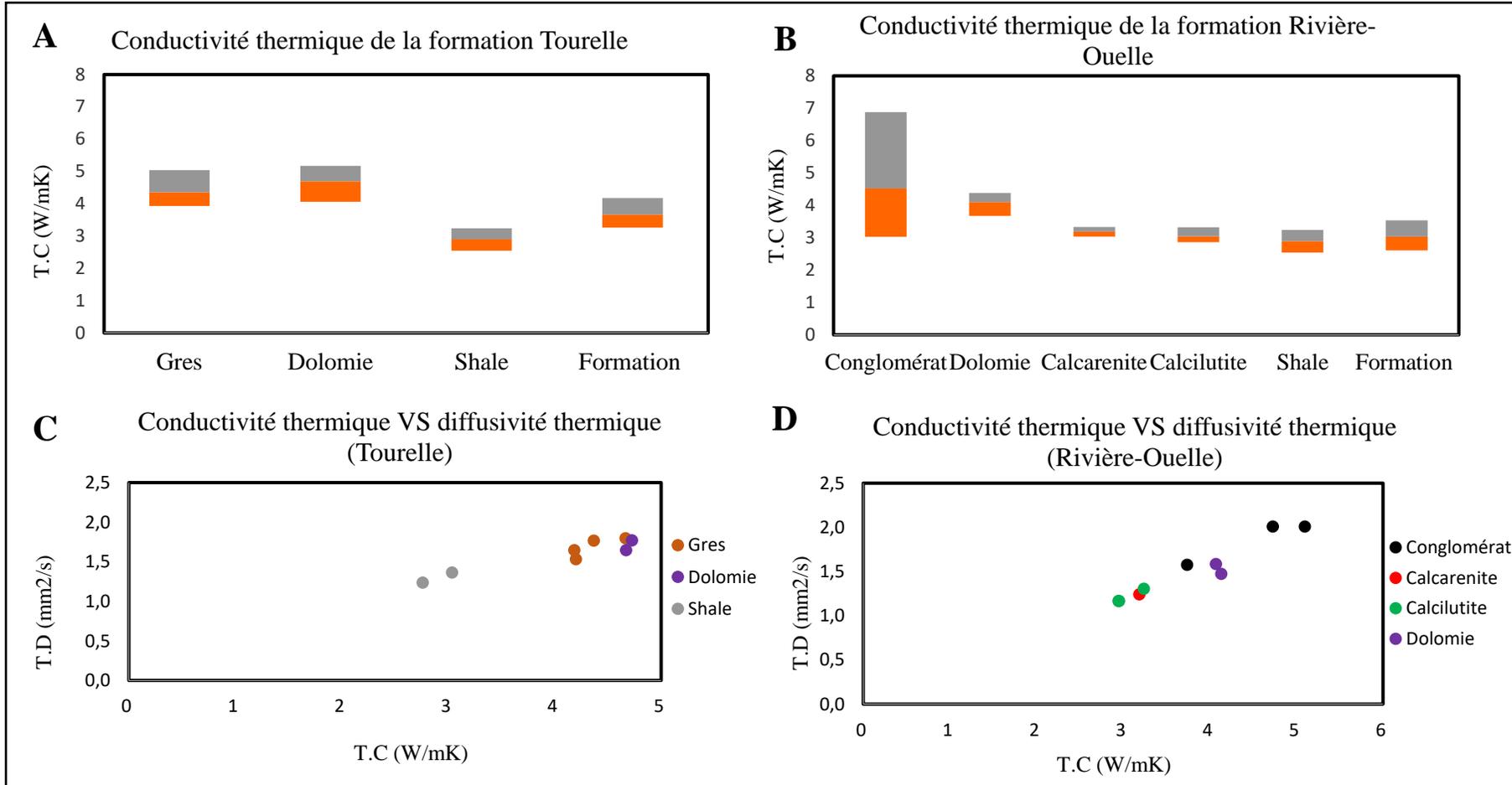


Figure 18 : Propriétés thermiques des formations Tourelle et Rivière-Ouelle: A: Conductivité thermique de la formation Tourelle; B: Conductivité thermique de la formation Rivière-Ouelle; C: Diffusivité de la formation Tourelle; D: Diffusivité de la formation Rivière-Ouelle

7. Résultats

7.2 Propriété hydraulique

Formation Tourelle

Les moyennes de perméabilité mesurée à 500 psi et les graphiques de la porosité en fonction de la pression de confinement allant de 500 psi à 5000 psi sont présentés à la figure 19 pour la Formation Rivière-Ouelle.

Dans la formation de Tourelle, la perméabilité maximale (0,025 mD ou $2,47 \times 10^{-14} \text{ m}^2$) est atteinte par un grès et la perméabilité minimale est mesurée dans une dolomie (0,003 mD ou $3 \times 10^{-15} \text{ m}^2$).

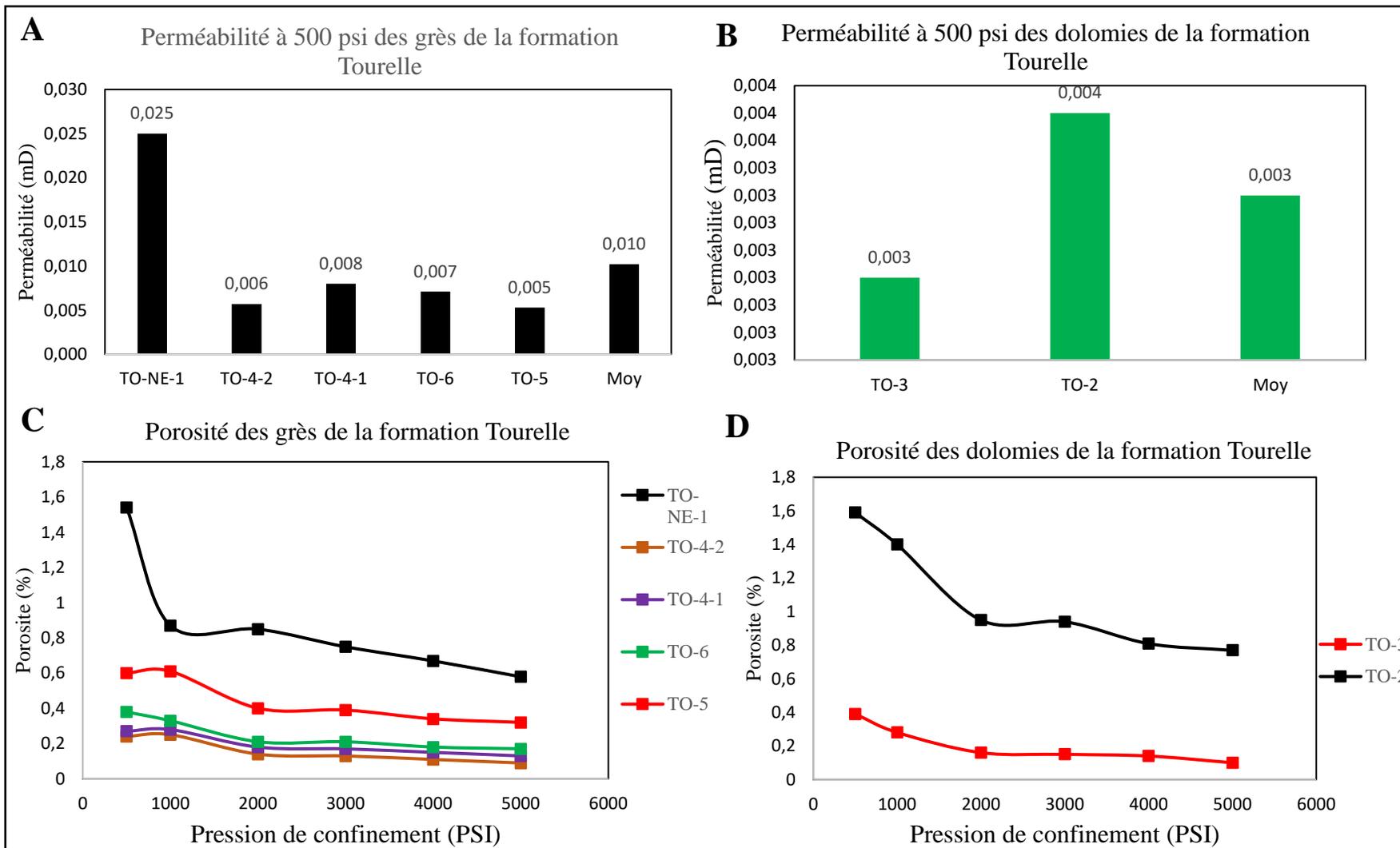
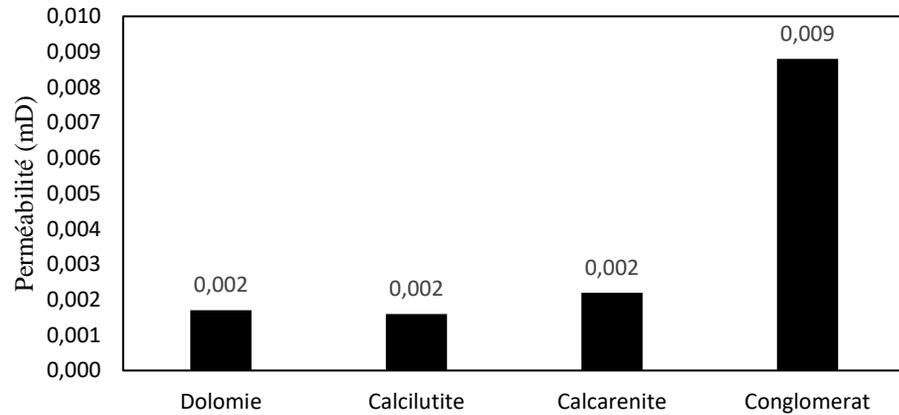
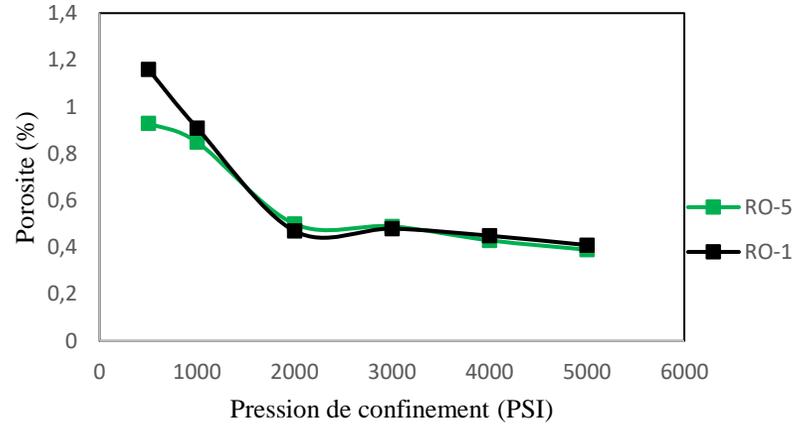


Figure 19 : Propriétés hydrauliques et physiques de la formation Tourelle: A: Perméabilité des grès; B: Perméabilité des dolomies; C: Porosité des grès; D: Porosité des dolomies

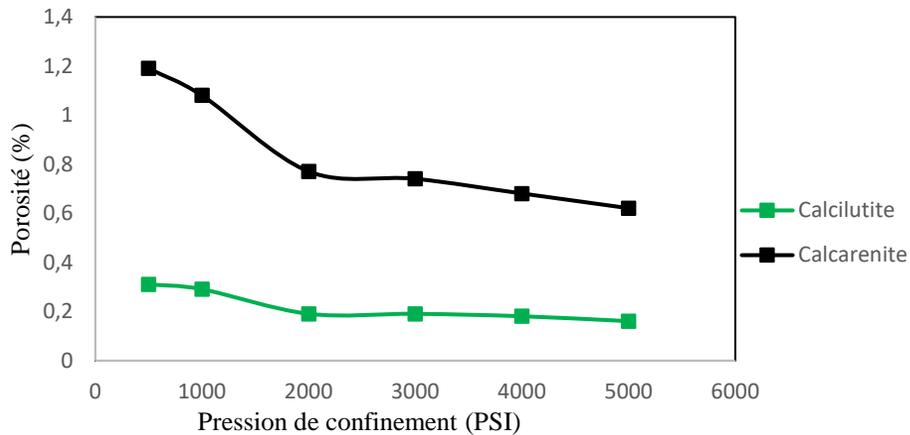
Perméabilité a 500 psi des lithologies de la formation Rivière-Ouelle



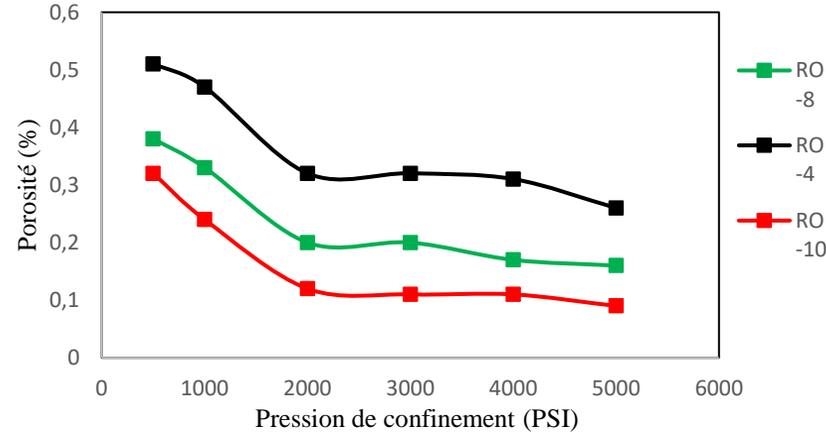
Porosité des conglomérats de la formation Rivière-Ouelle



Porosité des calcaires de la formation Rivière-Ouelle



Porosité des dolomies de la formation Rivière-Ouelle



7. Résultats

7.3. Propriété hydraulique

Formation Rivière-Ouelle

Les moyennes de perméabilité mesurée à 500 psi et les graphiques de la porosité en fonction de la pression de confinement allant de 500 psi à 5000 psi sont présentés à la figure 20 pour la Formation de la Rivière-Ouelle.

La perméabilité maximale (0,0113 mD ou $1,12 \times 10^{-14} \text{ m}^2$) est atteinte dans un conglomérat et la perméabilité minimale est mesurée encore une fois dans une dolomie (0,0015 mD ou $1,48 \times 10^{-15} \text{ m}^2$).

Figure 20 : Propriétés hydrauliques et physiques de la formation de Rivière-Ouelle: A: Perméabilité des lithologies; B: Porosité des conglomérats; C: Porosité des calcaires; D: Porosité des dolomies

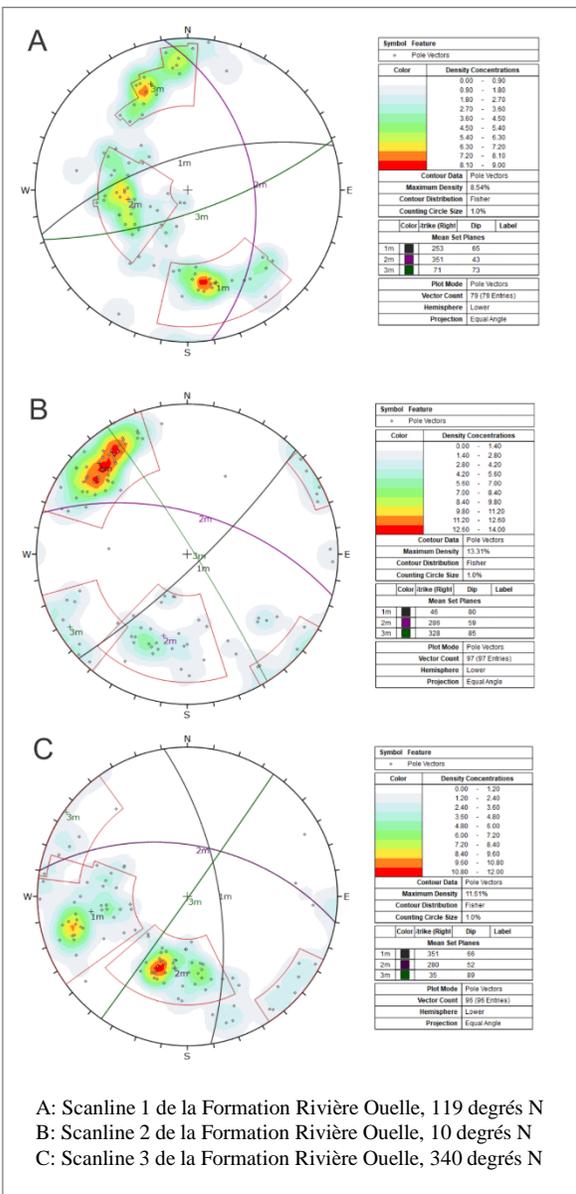


Figure 21: Stéréonet de la Formation de Rivière- Ouelle.

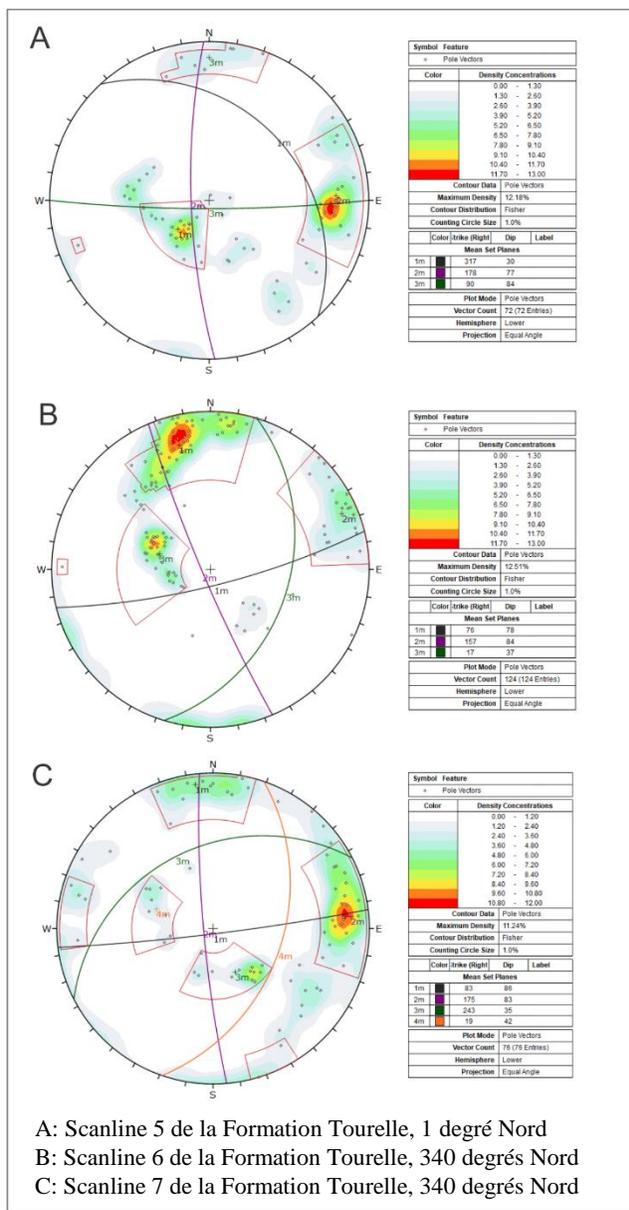


Figure 22: Stéréonet des dolomies de la Formation Tourelle.

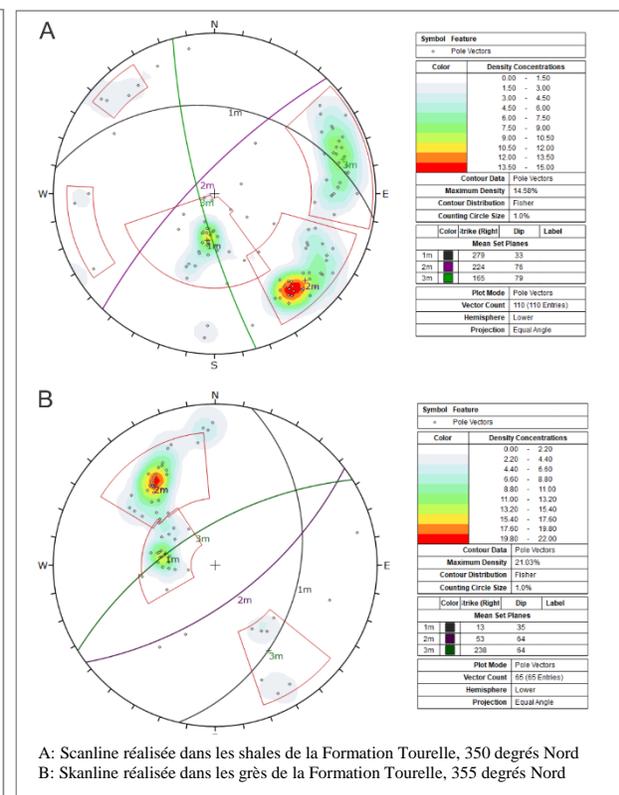


Figure 23: Stéréonet des Shales et Grès de la Formation Tourelle.

7. Résultats

7.4. Fracturation

Les différentes « Scanline » et familles de discontinuités sont présentées sous forme de stéréonet aux figures 21 à 23. L'espacement des fractures reporté sur un forage vertical varie de 3,5 à 14,6 fractures par mètres. Il est à noter que la majorité des « Scanline » sont approximativement parallèles puisqu'il était très difficile, sur les berges de la côte, d'avoir des falaises perpendiculaires. En effet, elles sont majoritairement parallèles à la côte de Cap-des-Rosiers. Ainsi, il faut tenir compte que ces mesures sont affectées par un biais de l'orientation. Plus particulièrement, la sélection des discontinuités a parfois été réalisée au-dessus ou en dessous de la « Scanline » en raison de l'irrégularité de la face des affleurements (discontinuités qui ne croisaient pas nécessairement la « Scanline »). Par conséquent, les discontinuités qui sont approximativement parallèles à l'orientation de la « Scanline » sont surreprésentées avec la correction de Terzaghi lorsqu'elles sont reportées sur une ligne verticale (forage vertical) en raison du biais d'orientation.

Tableau 3: Conductivité hydraulique et perméabilité de la formation Tourelle selon les mesures de fracturation.

Lithologie	Ouverture des fractures	Conductivité Hydraulique Minimale (m/s)	Conductivité Hydraulique maximale (m/s)	Perméabilité Minimale (m2)	Perméabilité Maximale (m2)
Grès	Très fin	1E-12	8E-09	5E-23	4E-19
	Fin	8E-09	5E-08	4E-19	2E-18
	Modéré à Large	1E-04	1E-03	6E-15	7E-14
Dolomie	Très fin	1E-12	9E-09	5E-23	4E-19
	Fin	9E-09	1E-04	4E-19	7E-15
	Modéré à Large	1E-04	4E+00	7E-15	2E-10
Shale	Très fin	1E-12	8E-09	5E-23	4E-19
	Fin	8E-09	1E-04	4E-19	6E-15
	Modéré à Large	1E-04	3E+00	6E-15	2E-10
Formation	Très fin	1E-12	8E-09	5E-23	4E-19
	Fin	8E-09	1E-04	4E-19	7E-15
	Modéré à Large	1E-04	4E+00	7E-15	2E-10

7. Résultats

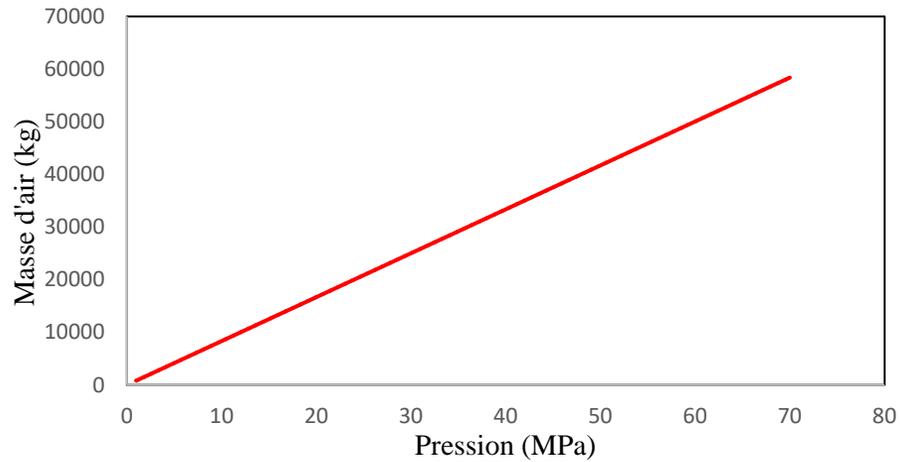
7.5 Perméabilité du milieu équivalent

Dans la Formation de Tourelle, la conductivité hydraulique maximale due à la porosité de rupture pour une ouverture des joints de 100 à 300 μm est dans les dolomies et varie de $1,2 \times 10^{-4}$ à $3,8 \text{ m s}^{-1}$. La conductivité hydraulique minimale pour une ouverture des joints de 0,2 à 4 μm est dans les grès allant de $5,2 \times 10^{-23}$ à $4,1 \times 10^{-19} \text{ m s}^{-1}$. Toutefois, il est à noter que la conductivité hydraulique minimale due à la fracturation est inférieure à la conductivité hydraulique de la matrice. Dans la formation Rivière-Ouelle, la conductivité hydraulique maximale en relation à la porosité de rupture pour une ouverture des joints de 100 à 300 μm est de $2,2 \times 10^{-4}$ à $5,8 \text{ m s}^{-1}$ et la conductivité minimale pour une ouverture des joints de 0,2 à 4 μm est de $8,6 \times 10^{-23}$ à $6,9 \times 10^{-19} \text{ m s}^{-1}$. Encore une fois, la conductivité hydraulique minimale due à la fracturation est inférieure à la conductivité hydraulique de la matrice.

Tableau 4: Conductivité hydraulique et perméabilité de la formation Tourelle selon les mesures de fracturation.

Lithologie	Ouverture des fractures	Conductivité Hydraulique Minimale (m/s)	Conductivité Hydraulique maximale (m/s)	Perméabilité Minimale (m2)	Perméabilité Maximale (m2)
Formation	Très fin	2E-12	1E-08	9E-23	7E-19
	Fin	1E-08	2E-04	7E-19	1E-14
	Modéré à Large	2E-04	6E+00	1E-14	3E-10

A Masse d'air selon la pression pour un forage de 1km (70,686 m³)



B Capacité de stockage selon la pression pour un forage de 1km (70,686 m³)

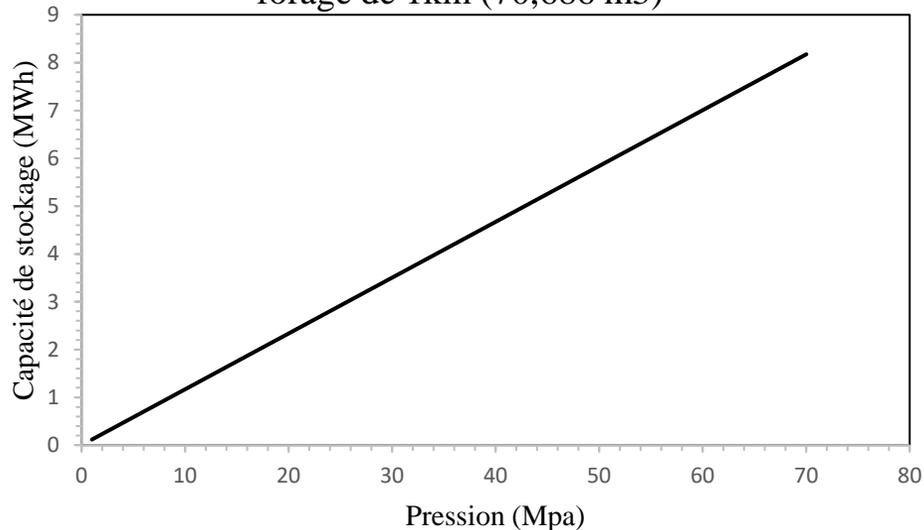


Figure 24: Estimation énergétique; A: Masse d'air selon la pression; B: Capacité de stockage selon la pression

Résultats

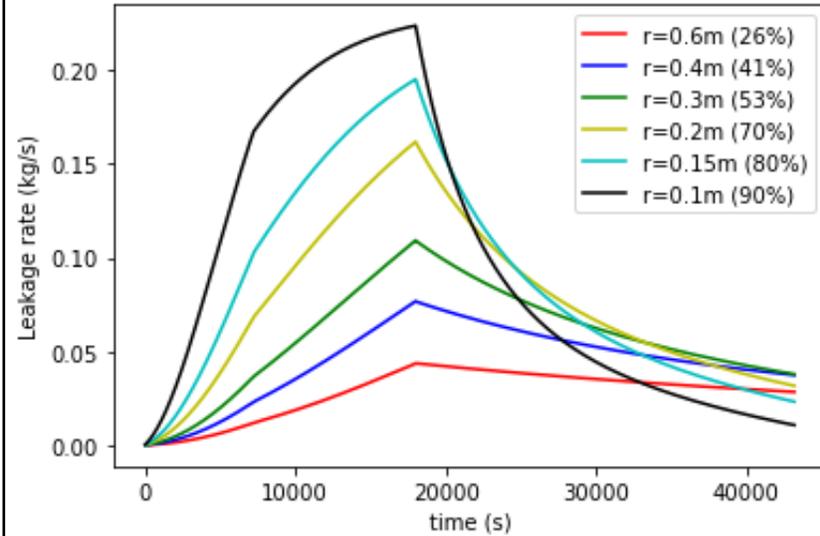
7.6. Masse d'air et capacité de stockage

Le calcul de masse d'air maximale stockée a été réalisé pour des pressions de 1 MPa à 70 MPa (figure 24) selon une géométrie de forage d'un rayon de 15 cm et d'une profondeur de 1 km. Le calcul est basé sur l'équation $P = \rho RT$ où $R=287 \text{ Jkg}^{-1} \text{ K}^{-1}$ et $T=295,15 \text{ K}$ (Guo et al, 2016). Ainsi, la masse d'air maximale qui peut être stockée dans un seul forage est de 58 412 kg à une pression de 70 MPa (figure 24-A).

Le graphique de la capacité de stockage considère une densité énergétique de 140 Wh/kg (Luo et al., 2015). Cette densité énergétique est estimée pour une opération de CAES à faible volume et à pression élevée soit dans les environs 30 MPa ou 300 bars (Luo et al., 2015). Par conséquent, avec une géométrie de forage de 70 m³ et une pression d'opération maximale de 50 MPa la capacité de stockage est équivalente à environ 5,8 MWh. Toutefois, l'estimation de la capacité prend en compte que l'entièreté de l'air comprimé est consommée par la turbine alors qu'une pression minimale d'air doit rester dans le forage lors de l'opération.

A. Injection de 4708 kg \approx 1,8 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-16} \text{ m}^2$)



B. Injection 47080 kg \approx 18 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-16} \text{ m}^2$)

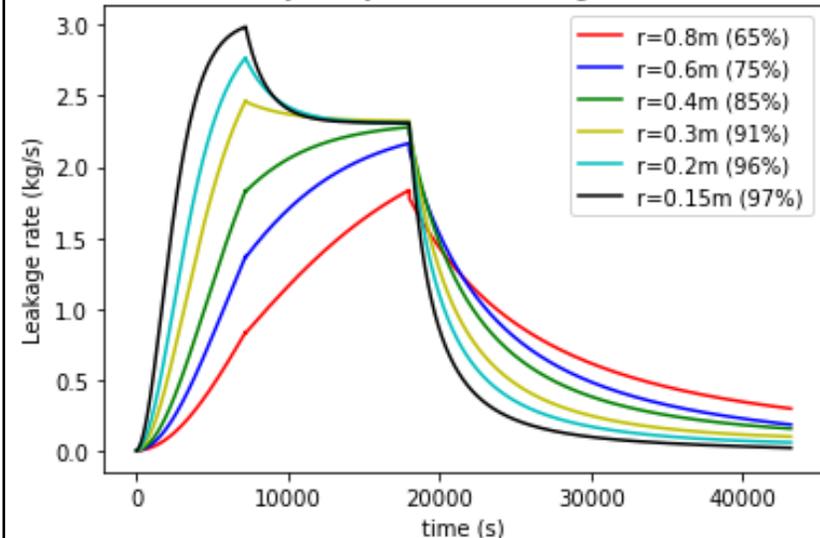


Figure 25: Évolution des fuites d'air en fonction du rayon de forage; A: Pression équivalente de 1,8 MPa; B: Pression de 18 Mpa.

Tableau 5: Paramètre de la modélisation

Parameters	Values
Rock permeability, k (m^2)	5×10^{-16}
Cavern volume, V (m^3)	222.75
Cavern radius, r_0 (m)	0.1-0.8m
Temperature of injected air, T_i ($^\circ\text{C}$)	30.82
Mass rate of injected air before 2h, m_i (kg/s)	3.06
Mass rate of injected air after 2h, m_i (kg/s)	2.32
Heat transfert coefficient, h_c ($\text{W}/\text{m}^2 \text{K}$)	30
Initial temperature, T_0 ($^\circ\text{C}$)	20
Rock porosity, ϕ	0.1
Air viscosity, μ (Pa s)	1.79×10^{-5}
Air pressure at reservoir edge, p_e (Pa)	1.0133×10^{-5}
Constant pressure specific heat of air, c_p (J/(kg K))	1004
Constant volume specific heat of air, c_v (J/(kg K))	717

7. Résultats

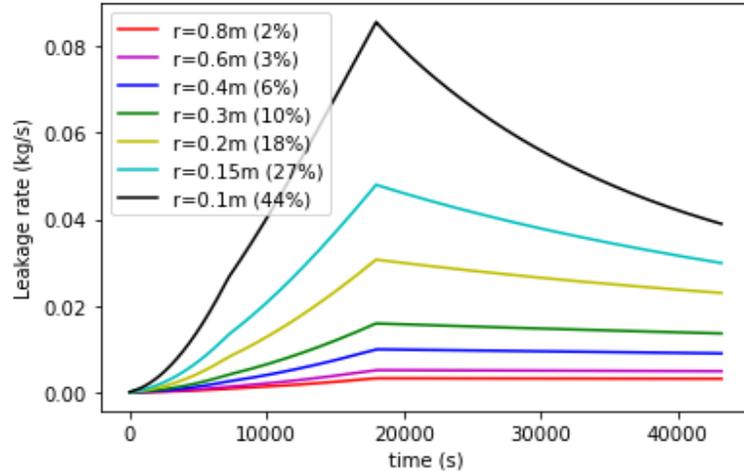
7.7. Analyse des facteurs avec une perméabilité fixe de 10^{-16} m^2

Les fuites d'air (kg/s) sont présentées dans un graphique en fonction du temps (s) à la figure 25. Les différentes courbes représentent des rayons de trous de forage distincts. L'intégrale des courbes permet d'obtenir le pourcentage de fuite d'air de chaque rayon qui est présenté au coin supérieur droit des graphiques. Lors des diverses analyses des facteurs, le volume du réservoir est maintenu constant à $222,75 \text{ m}^3$. Ainsi, le facteur du rayon permet d'évaluer l'influence de la surface de contact. L'influence du facteur du flux massique est simultanément évaluée avec les différents scénarios.

Par exemple, dans le cas du graphique A, l'injection totale est de 4708 kg d'air et elle est de 47080 kg pour le graphique B. Par conséquent, avec une étanchéité parfaite, la pression serait de 1,8 MPa dans le scénario A et de 18 MPa dans le scénario B. On remarque rapidement que le rayon et le flux massique ont un impact important sur l'étanchéité. À une perméabilité de 10^{-16} m^2 , on peut noter qu'avec un rayon maximum de 0,6 m et une pression de 1,8 MPa, le pourcentage de fuite atteint 26% et est ainsi bien supérieur à la restriction du 2%. Par conséquent, l'étude se doit d'évaluer les fuites d'air pour des perméabilités inférieures.

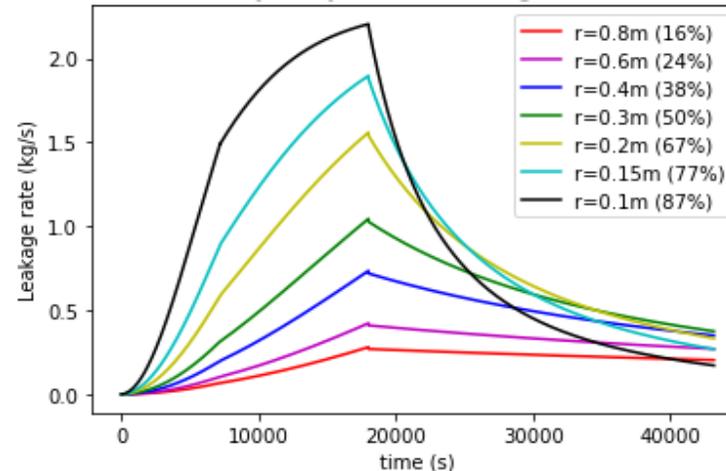
A. Injection de 4708 kg \approx 1,8 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-17} \text{ m}^2$)



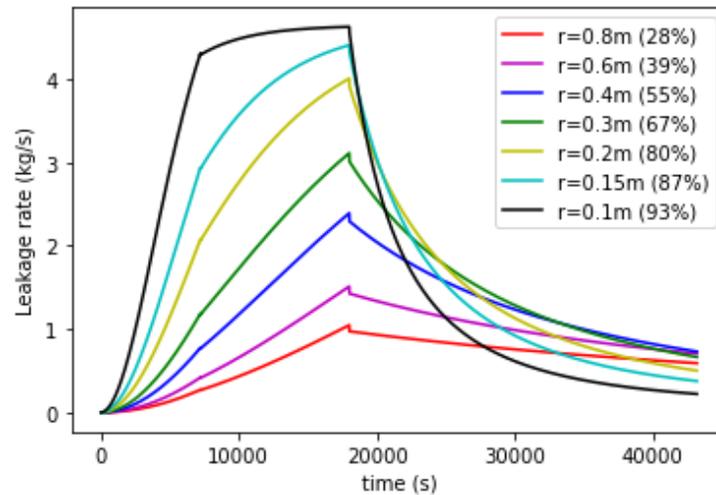
B. Injection de 47080 kg \approx 18 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-17} \text{ m}^2$)



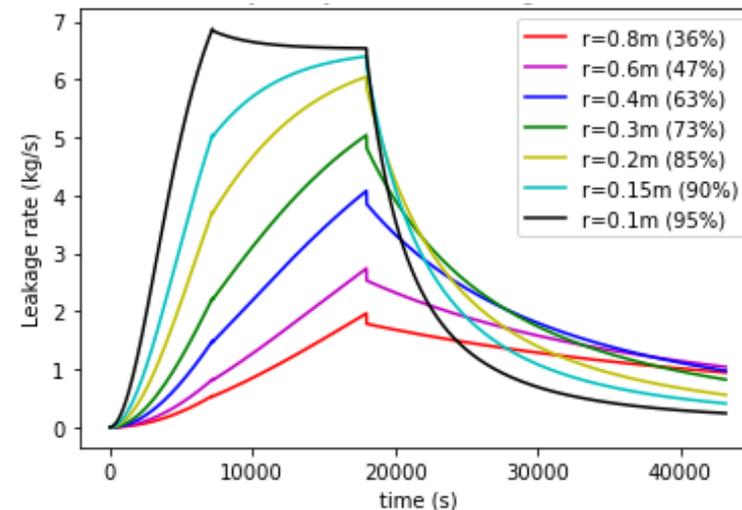
C. Injection de 94160 kg \approx 36 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-17} \text{ m}^2$)



D. Injection de 132 522 kg \approx 50 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-17} \text{ m}^2$)



7. Résultats

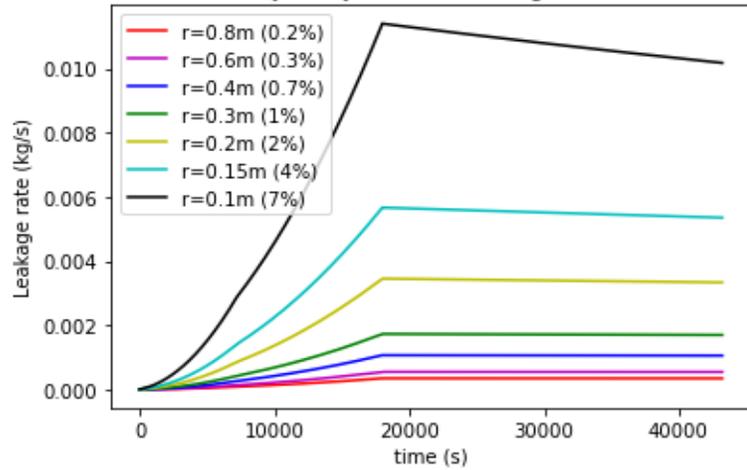
7.8. Analyse des facteurs avec une perméabilité fixe de 10^{-17} m^2

Avec une perméabilité de 10^{-17} m^2 , la limite maximale de 2% est atteinte au scénario A avec une injection de 4708 kg et un rayon de 0,8 mètre. En maintenant le rayon à 0,8 mètre, une augmentation de la pression d'opération maximale à 18 MPa, 36 MPa et 50 MPa engendre une augmentation des fuites d'air journalières à respectivement 16%, 28% et 36%. Par conséquent, il s'avère nécessaire de poursuivre l'analyse des facteurs à une perméabilité inférieure.

Figure 26: Évolution des fuites d'air en fonction du rayon de forage; A: Pression équivalente de 1,8 Mpa; B: Pression équivalente de 18 Mpa; C: Pression équivalente de 36 Mpa; D: Pression équivalente de 50 Mpa

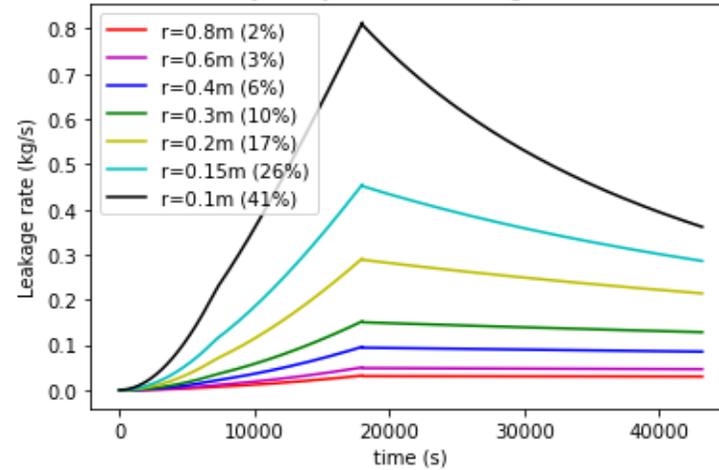
A. Injection de 4708 kg \approx 1,8 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-18} \text{ m}^2$)



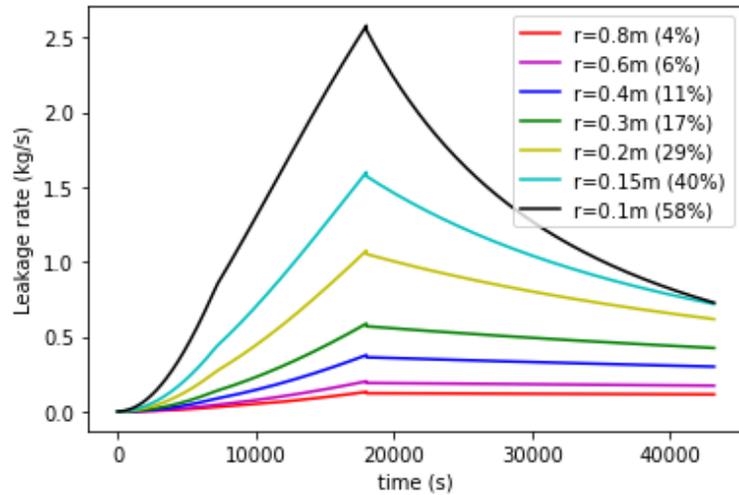
B. Injection de 47080 kg \approx 18 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-18} \text{ m}^2$)



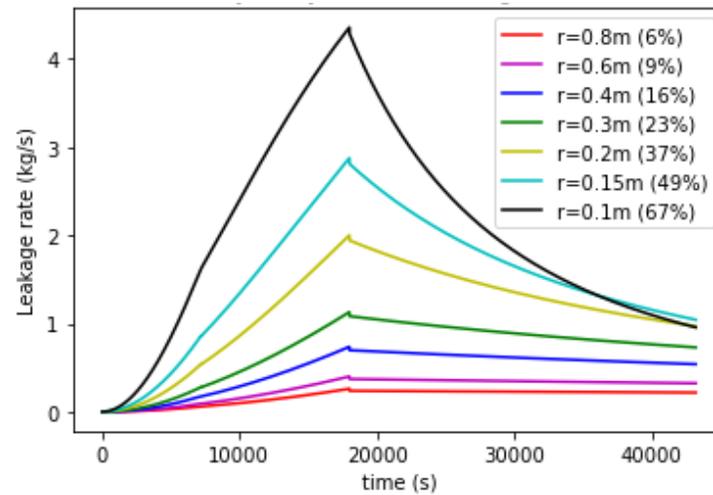
C. Injection de 94160 kg \approx 36 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-18} \text{ m}^2$)



D. Injection de 132 522 kg \approx 50 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-18} \text{ m}^2$)



7. Résultats

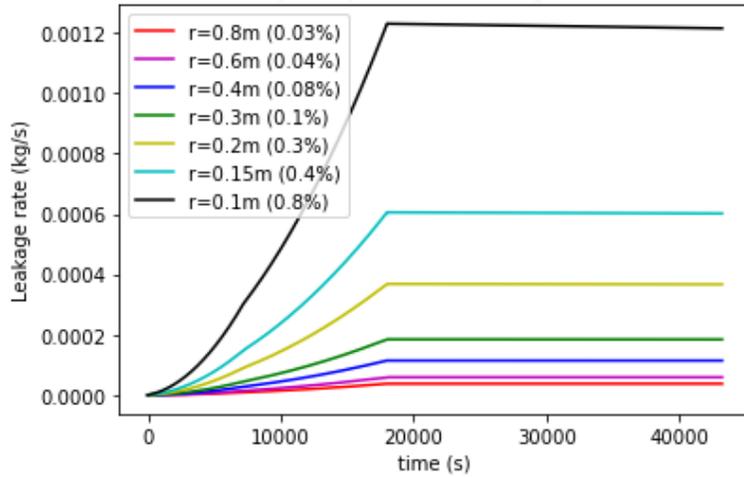
7.9. Analyse des facteurs avec une perméabilité fixe de 10^{-18} m^2

Avec une perméabilité de 10^{-18} m^2 , la limite maximale de 2% est atteinte à un rayon de 0,2 mètre pour une pression maximale d'opération de 1,8 MPa et à 0,8m pour une pression maximale de 18 MPa. Une injection supérieure à 47080 kg dans le cas du scénario C et D engendre le non-respect de la restriction du 2% avec un intervalle respectif de fuites d'air journalières de 4% à 58% et de 6% à 67%.

Figure 27: Évolution des fuites d'air en fonction du rayon de forage; A: Pression équivalente de 1,8 Mpa; B: Pression équivalente de 18 Mpa; C: Pression équivalente de 36 Mpa; D: Pression équivalente de 50 Mpa

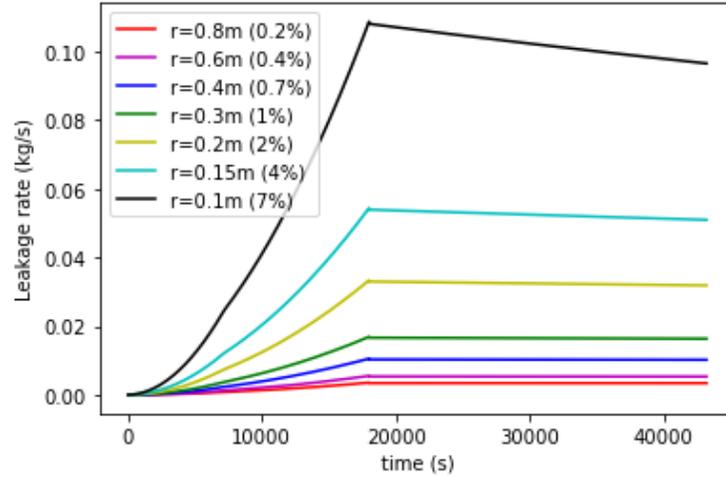
A. Injection de 4708 kg $\approx 1,8$ MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-19} \text{ m}^2$)



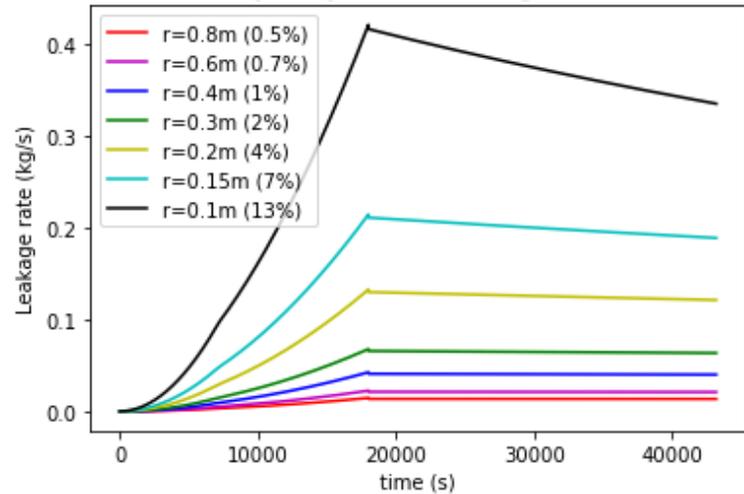
B. Injection de 47080 kg ≈ 18 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-19} \text{ m}^2$)



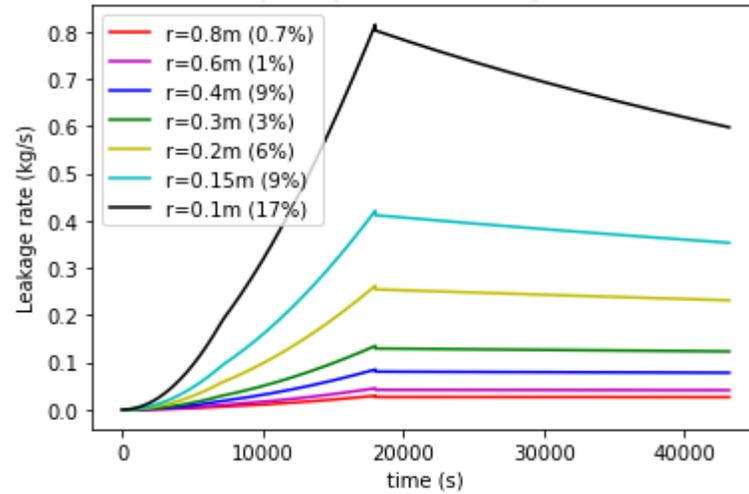
C. Injection de 94160 kg ≈ 36 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-19} \text{ m}^2$)



D. Injection de 132 522 kg ≈ 50 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-19} \text{ m}^2$)



7. Résultats

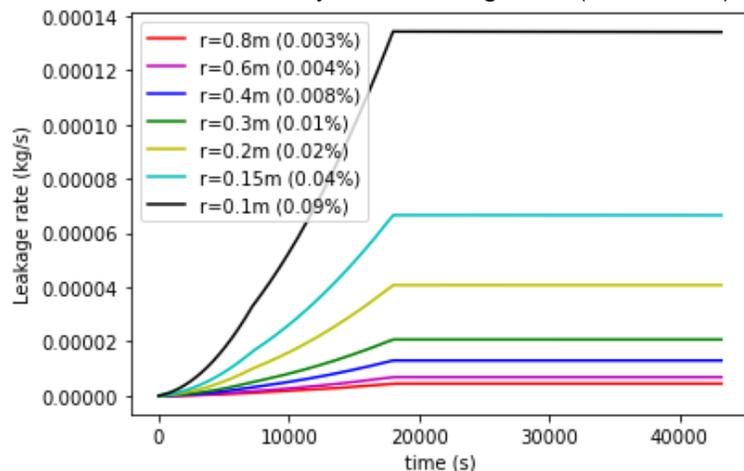
7.10. Analyse des facteurs avec une perméabilité fixe de 10^{-19} m^2

Avec une perméabilité de 10^{-19} m^2 , la limite maximale de 2% est atteinte à un rayon de 0,2 mètre pour une pression d'opération maximale de 18 MPa, à un rayon de 0,3 mètre pour une pression d'opération maximale de 36 MPa et à 0,6m pour une pression d'opération maximale de 50 MPa. On peut noter qu'à une pression d'opération maximale de 18MPa le rayon s'approche d'un rayon typique d'une géométrie de forage tout en respectant la limite de 2%. En effet, le rayon minimum du forage serait de 0,2 mètre. Toutefois, afin de maintenir une pression d'opération maximale de 50 MPa, le rayon se doit d'être supérieur à 0,6 mètre.

Figure 28: Évolution des fuites d'air en fonction du rayon de forage; A: Pression équivalente de 1,8 Mpa; B: Pression équivalente de 18 Mpa; C: Pression équivalente de 36 Mpa; D: Pression équivalente de 50 Mpa

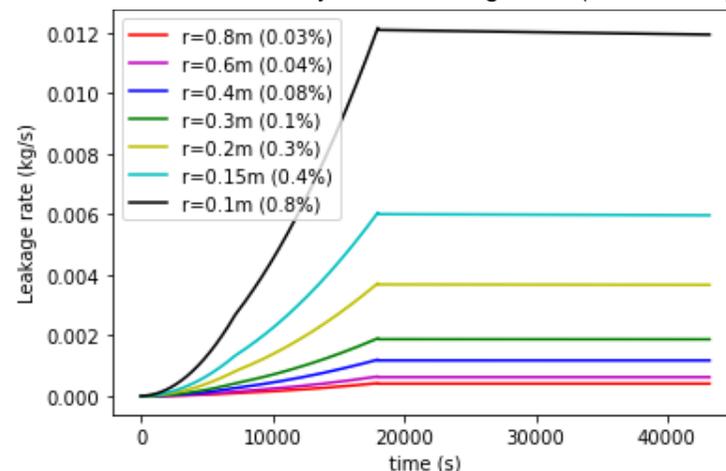
A. Injection de 4708 kg \approx 1,8 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-20} \text{ m}^2$)



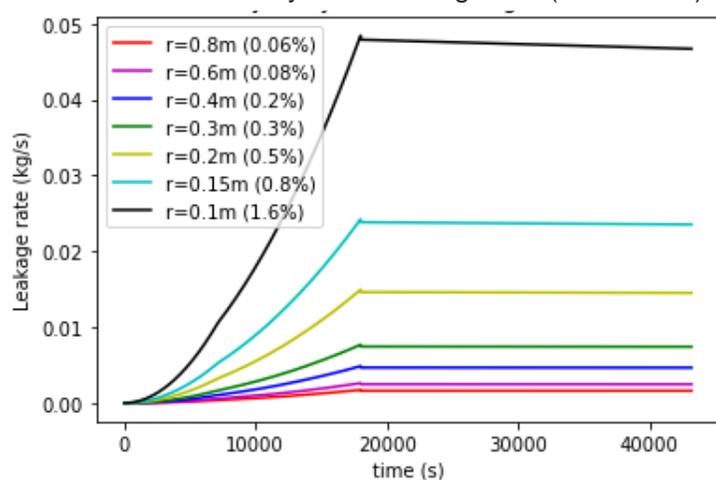
B. Injection de 47080 kg \approx 18 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-20} \text{ m}^2$)



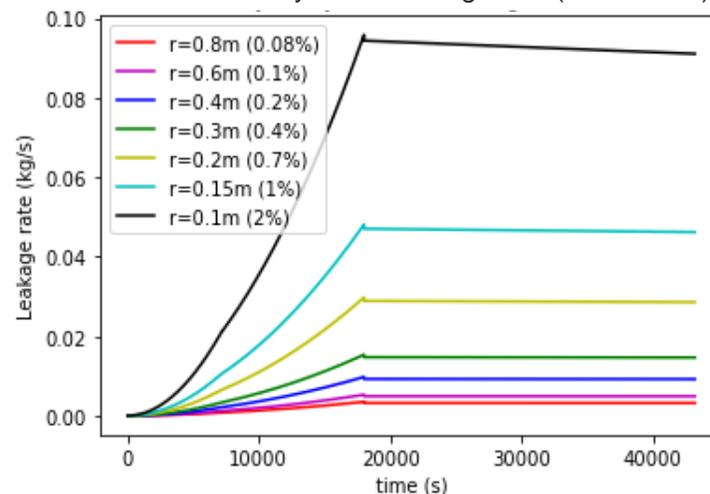
C. Injection de 94160 kg \approx 36 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-20} \text{ m}^2$)



D. Injection de 132 522 kg \approx 50 MPa

Radius sensitivity on air leakage rate ($k = 10^{-20} \text{ m}^2$)



7. Résultats

7.11. Analyse des facteurs avec une perméabilité fixe de 10^{-20} m^2

Avec une perméabilité de 10^{-20} m^2 , la limite maximale du 2% est atteinte uniquement avec un rayon inférieur à 0,1m et une pression d'opération maximale de 50 MPa. Ainsi, la géométrie du forage et le flux massique ne sont pas des contraintes sur l'étanchéité de la cavité à une perméabilité inférieure à 10^{-20} m^2 .

Figure 29: Évolution des fuites d'air en fonction du rayon de forage; A: Pression équivalente de 1,8 Mpa; B: Pression équivalente de 18 Mpa; C: Pression équivalente de 36 Mpa; D: Pression équivalente de 50 Mpa

8. Analyse

8.1 Analyse graphique des facteurs

Une analyse de sensibilité à trois facteurs, soit la perméabilité du roc, le rayon de la cavité et le flux massique, a été réalisée sous forme graphique à la figure 30. Le pourcentage de fuites d'air journalières est encore une fois défini par le rapport de la masse d'air qui fuit sur la masse d'injection totale dans un cycle d'opération quotidien. La variation du pourcentage quotidien de fuites d'air est proportionnelle à la perméabilité du roc et inversement proportionnelle au rayon de la cavité et au flux massique d'air injecté. On remarque que l'intervalle d'influence le plus important est lié à la perméabilité. Le rayon

de la cavité est le second facteur avec la plus grande influence. Celle-ci croît d'ailleurs de manière exponentielle avec un faible rayon. En effet, à un volume constant, un plus petit rayon signifie une plus grande surface de contact. Finalement on peut noter que le flux massique a une influence qui s'approche de celle du rayon lorsqu'on traite de rayon supérieur à 1 mètre (Zhou et al., 2018).

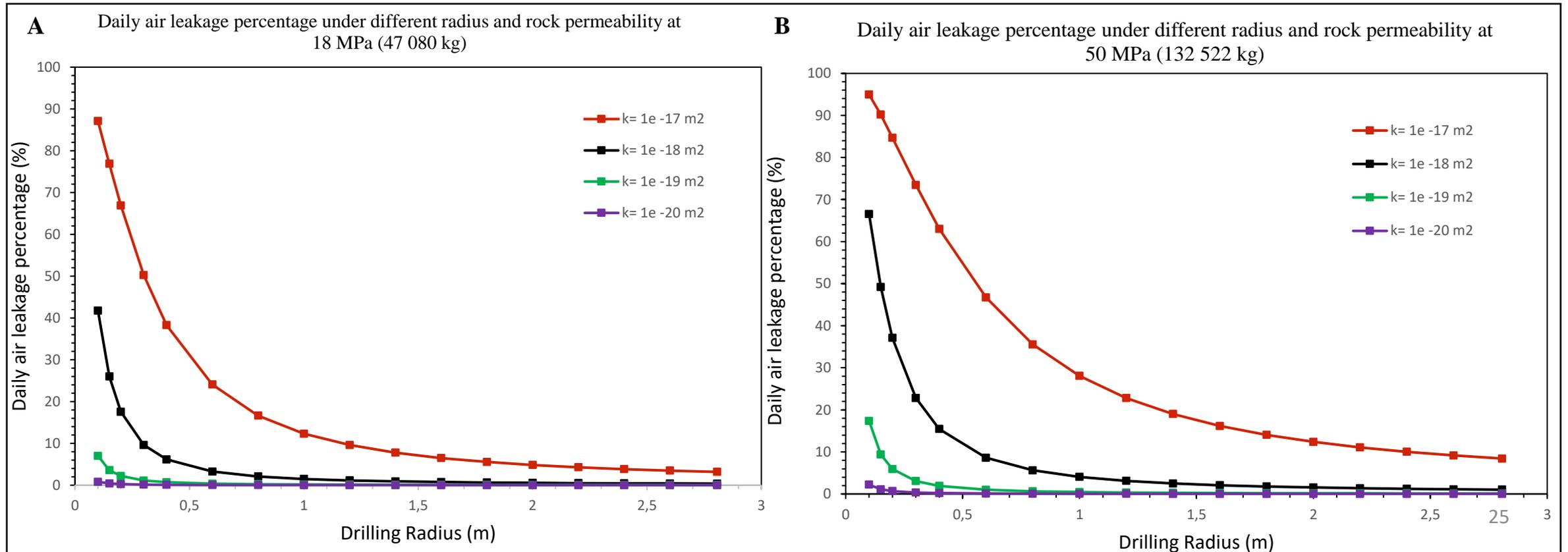


Figure 30: Analyse des facteurs; A: Pression équivalente de 18 Mpa; B: Pression équivalente de 50 Mpa

8. Analyse

8.2. Analyse graphique des facteurs selon la restriction de 2%

Une visualisation de la restriction du 2% permet d'identifier les configurations qui respectent le critère d'étanchéité, soit tous les points inférieurs à la droite rouge dans la figure 31. On note qu'une plage de perméabilité peut devenir acceptable en augmentant le rayon de la cavité. Toutefois, si l'on considère un rayon typique d'une géométrie de forage (inférieur à 0,2m), la perméabilité maximale à une pression d'opération de 18 MPa est de 10^{-19} m^2 et de 10^{-20} m^2 pour une pression d'opération maximale de 50 MPa. Ainsi, le

rayon de forage agit comme une contrainte majeure pour une opération de CAES dans des trous de forage sans coffrage en béton. Deux scénarios ont été sélectionnés pour une étude de cas. Ceux-ci se situent dans la plage de perméabilité du granite qui varie de 10^{-17} m^2 à 10^{-21} m^2 (Selvadurai et al., 2005).

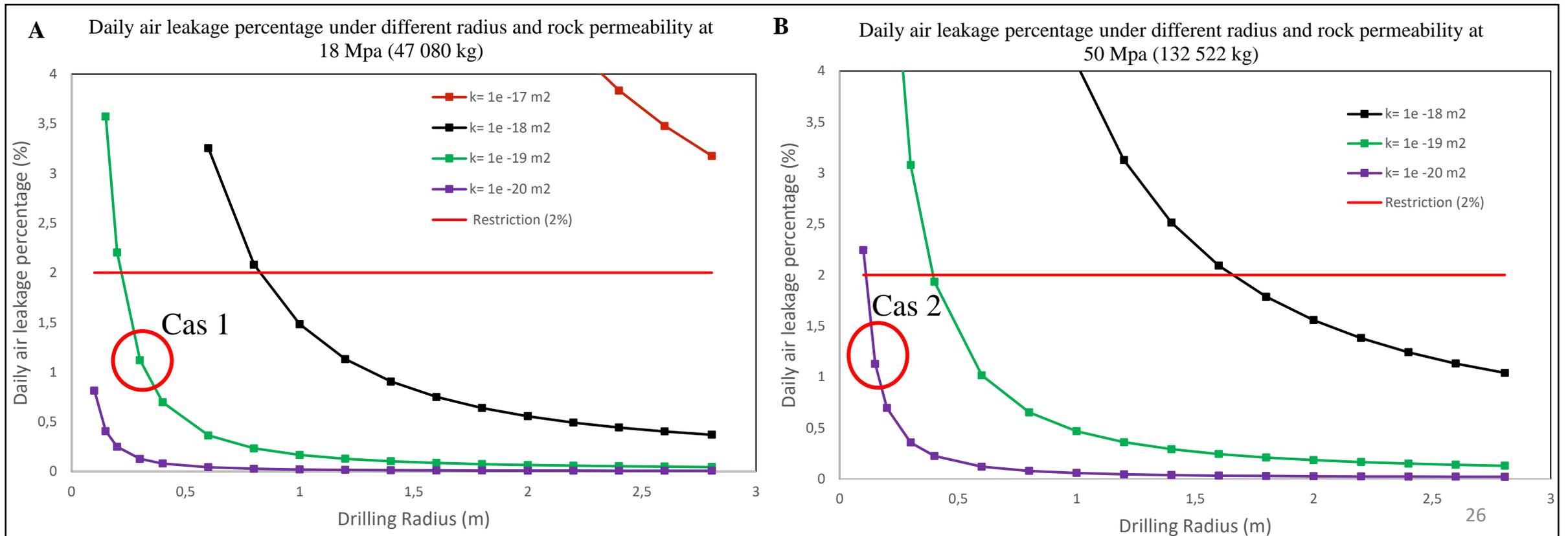
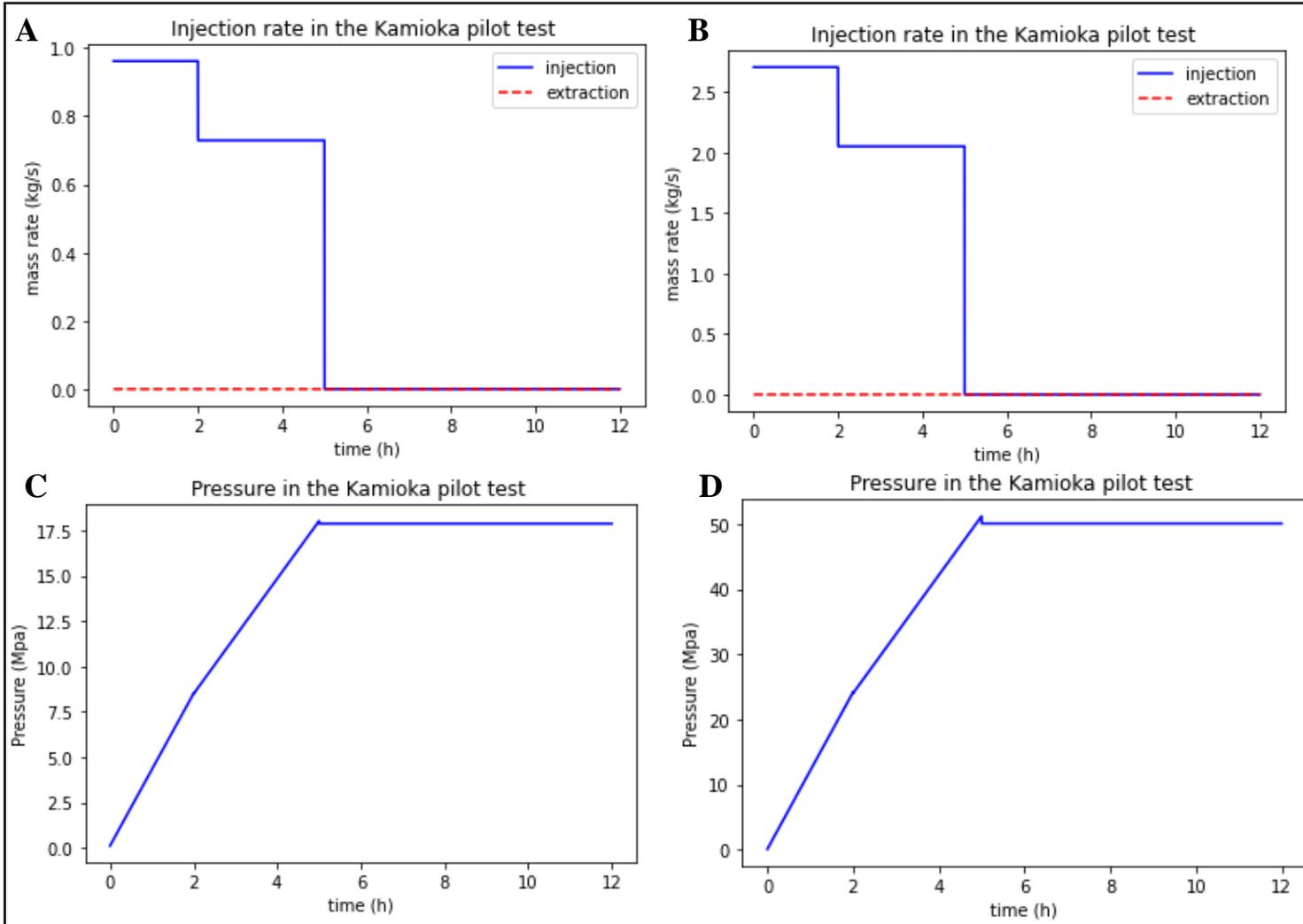


Figure 31: Analyse des facteurs avec restriction de 2%; A: Pression équivalente de 18 Mpa; B: Pression équivalente de 50 Mpa

Tableau 6: Paramètres physiques et géométriques de l'étude de cas

Cas	Rayon (m)	Pression d'opération (MPa)	Perméabilité (m ²)	Volume (m ³)	Profondeur (m)	Capacité de Stockage (MWh)
1	0.2	18	10 ⁻¹⁹	70	557	2.1
2	0.15	50	10 ⁻²⁰	70	1000	5.8

**Figure 32:** Étude de cas: A: Injection du cas 1; B: Injection du cas 2; C: Graphique de pression du cas 1; D: Graphique de pression du cas 2

8. Analyse

8.3 Étude de cas

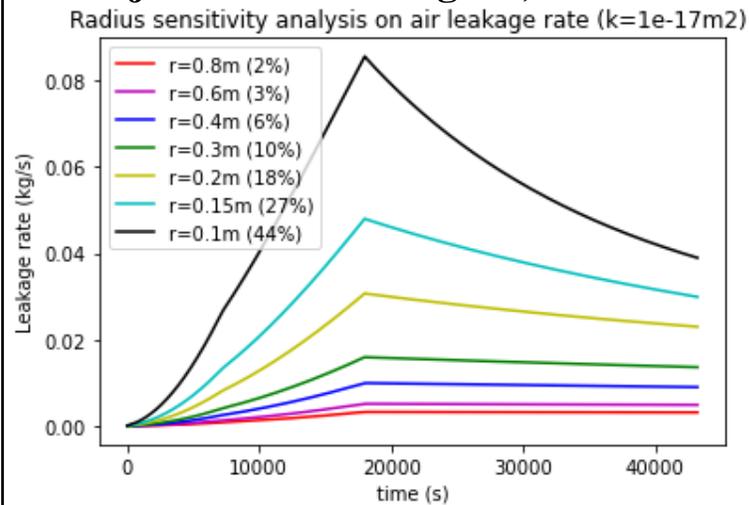
Au premier cas sélectionné, la perméabilité est fixée à 10^{-19} m². Ainsi, un rayon de forage de 0,2 m et une pression d'opération maximale de 18 MPa sont considérés. Puisque le volume est défini à 70 m³, la profondeur du forage est de 557 mètres. Afin d'évaluer l'étanchéité, seulement une injection est modélisée. En effet, on remarque dans les graphiques A que le flux massique lié à l'extraction est nul sur l'intervalle de 12 h. L'injection est caractérisée par un flux massique constant de 0,9616 kg/s pour les deux premières heures du cycle et de 0,7291 kg/s pour les trois heures suivantes. Cette configuration respecte le critère d'étanchéité avec un pourcentage de fuites journalières inférieur à 2%. Ainsi, on remarque, au graphique C, qu'après l'injection, la pression se maintient à environ 18 MPa. Par conséquent, la capacité de stockage de ce scénario est estimée à 2,1 MWh.

Au second cas sélectionné, la perméabilité est fixée à 10^{-20} m². Ainsi, un rayon de forage de 0,15 m et une pression d'opération maximale de 50 MPa sont considérés. Puisque le volume est défini à 70 m³, la profondeur du forage est de 1000 m. L'injection est caractérisée par un flux massique constant de 2,706 kg/s pour les deux premières heures du cycle et de 2,051 kg/s pour les trois heures suivantes. Cette configuration respecte le critère d'étanchéité avec un pourcentage de fuites journalières inférieur à 2%. Ainsi, on remarque, au graphique D, qu'après l'injection, la pression se maintient à environ 50 MPa. Par conséquent, la capacité de stockage de ce scénario est estimée à 5,8 MWh.

Tableau 7: Paramètre du modèle numérique

Paramètre	Valeur	Remarque
Volume de la caverne, V (m3)	70,69	-
Température d'injection, Ti (K)	293	Zhou et al., (2018)
Débit massique d'injection, mi (kg/s)	0,97	Wu et al., (2020)
Débit massique de soutirage, mi (kg/s)	0	Wu et al., (2020)
Pression initiale, P0 (Pa)	101 325	Wu et al., (2020)
Température initiale, T0 (K)	293	Zhou et al., (2018)
Perméabilité 500 (psi) de la formation Tourelle, k (m ²)	1E-17 -1E-14	Porosimeter/ permeameter
Perméabilité 500 (psi) de la formation Rivière Ouelle, k (m ²)	1E-18 – E-14	Porosimeter/ permeameter
Porosité à 500 psi de la formation Tourelle, ε (%)	0,329	Porosimeter/ permeameter
Porosité à 500 psi de la formation Rivière Ouelle, ε (%)	0,219	Porosimeter/ permeameter
Masse volumique de la formation Tourelle, ps(kg/m ³)	2671	Porosimeter/ permeameter
Masse volumique de la formation Rivière Ouelle, ps(kg/m ³)	2674	Porosimeter/ permeameter
Conductivité thermique de la formation Tourelle, λs (J/(m·s·K))	3,67	TCS
Conductivité thermique de la formation Rivière Ouelle, λs(J/(m·s·K))	3,04	TCS
Capacité thermique de la formation Tourelle, Cs(J/(kg·K))	2,19	TCS
Capacité thermique de la formation Rivière Ouelle, Cs(J/(kg·K))	2,23	TCS
Point de temps, t1 (h)	0	Wu et al., (2020)
Point de temps, t2 (h)	2	Wu et al., (2020)
Point de temps, t3 (h)	5	Wu et al., (2020)
Point de temps, t4 (h)	12	Wu et al., (2020)

A. Injection de 4708 kg ≈ 1,8 MPa



B. Injection de 47080 kg ≈ 18 MPa

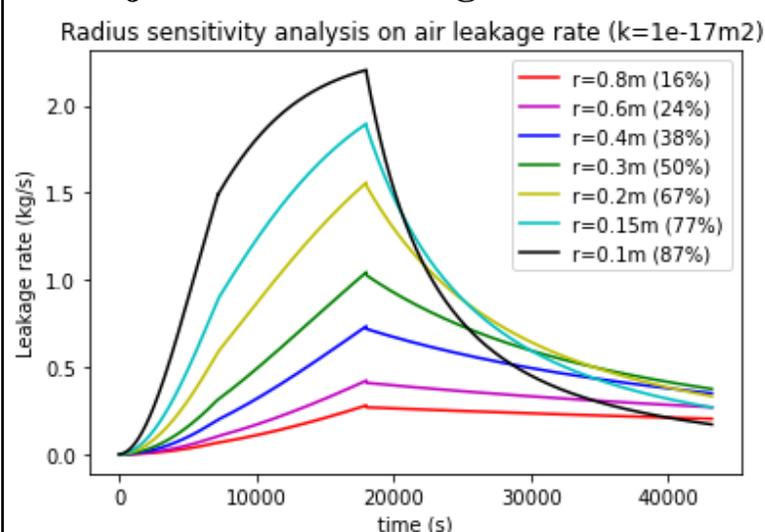


Figure 33: Évolution des fuites d’air en fonction du rayon de forage pour le cas de Nergica; A: Pression équivalente de 1,8 Mpa; B: Pression équivalente de 18 Mpa

8. Analyse

8.3 Étude de cas au site de Nergica

Les paramètres d’entrée nécessaires à la simulation pour évaluer le cas du site pilote de Nergica sont présents au tableau 3. Ils sont inspirés soit des conditions inventoriées au site expérimental de Nergica ou des travaux de Wu et al. (2020) ainsi que de Zhou et al. (2018). La perméabilité de la formation Tourelle varie de 10^{-14} à 10^{-17} m². Ainsi, un coffrage en béton est essentiel pour que cette technologie soit viable dans un environnement perméable comme le site expérimental de Nergica pour l’exigence d’étanchéité. En effet, avec une considération optimiste, soit une perméabilité de 10^{-17} m², la limite maximale du 2% est atteinte à un rayon de cavité de 0,8 m et une pression d’opération maximale de 1,8 MPa. Une configuration avec un rayon de 0,15 m et une pression maximale d’opération de 18 MPa atteint un pourcentage de fuites d’air journalières de 77% et nécessite ainsi un coffrage pour répondre au critère d’étanchéité.

Discussion et conclusions

L'évaluation des propriétés hydrauliques confirme l'hypothèse initialement émise sur le contexte géologique du site pilote de Nergica, soit qu'il n'est pas adéquat pour un stockage en aquifère. En effet, la porosité maximale mesurée sans pression de confinement dans un grès (2,74%) est bien inférieure au seuil minimal de 13% (Matos, 2019).

Quant à la technologie innovante de CAES en trou de forage, les paramètres ayant la plus grande influence sur l'étanchéité du système de stockage sont la perméabilité du roc, le rayon du forage et le flux massique d'injection. Sous une perméabilité de 10^{-20} m², une pression d'opération maximum de 36 MPa et un volume constant de 70 m³, le rayon minimum du forage doit être supérieur à 0,1 mètre pour obtenir un pourcentage de fuites d'air journalières inférieur à 2%. Dans les mêmes conditions et restrictions d'exploitation, le rayon minimum du forage doit être supérieur à 0,2 mètre pour une perméabilité de 10^{-19} m². Ainsi, le rayon du forage agit comme une contrainte majeure pour un CAES en trous de forage sans coffrage de béton. Celui-ci semble tout de même réalisable dans des roches à très faible perméabilité comme le granite non fracturé. En effet, le granite est caractérisé par une perméabilité variant de 10^{-17} à 10^{-21} m² (Selvadurai et al., 2005). Par rapport à l'exigence d'étanchéité, un coffrage en béton s'avère toutefois essentiel pour que cette technologie soit viable dans d'autres environnements perméables, dont notamment le site expérimental de Nergica.

Dans le cas où la perméabilité de l'environnement géologique se situerait à 10^{-18} , une analyse économique en ingénierie s'avérerait appropriée pour la prise de décision au cours de la conception technique du forage. Notamment, il s'avère avantageux de déterminer si les coûts d'un forage à diamètre élevé sont supérieurs à un forage de petit diamètre et avec coffrage en béton.

La simulation des transferts de chaleur d'une opération de CAES en trou de forage serait une avenue à explorer pour des travaux futurs afin de déterminer si le roc permet un stockage thermique naturel. Une autre piste intéressante serait d'adapter la méthode itérative pour le stockage à hydrogène. Cette dernière technologie s'avère à être l'avenue la plus attrayante pour un stockage saisonnier (Luo et al., 2015) et peut contribuer à la décarbonisation du secteur des transport (Bailera et al., 2020).



NERGICA



Remerciements

Ce projet a été financé par les fonds du Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG), les fonds de Sentinelle Nord et l'Institut nordique du Québec ainsi que les fonds Foncer Tedgieer. L'équipe voudrait aussi remercier le centre de recherche appliquée de Nergica pour le support dans la réalisation des travaux.



Références

- AGHAHOSSEINI, A. et BREYER, C. (2018). Assessment of geological resource potential for compressed air energy storage in global electricity supply. *Energy Conversion and Management*, Vol.169. Elsevier: Londre. P. 161–173.
- BAILERA, M. et al. (2020) *Energy storage : hybridization of power-to-gas technology and carbon capture*. Cham: Springer. doi: 10.1007/978-3-030-46527-8
- BARTELA, L. (2020). A hybrid energy storage system using compressed air and hydrogen as the energy carrier. *Energy*, Vol.196. P. 1-13.
- BAUER, S. J., GAITHER, K. N., WEBB, S. W., & NELSON, C. (2012). *Compressed Air Energy Storage in Hard Rock Feasibility Study*. Sandia National Laboratories, SAND2012-0540, Albuquerque, NM.
- BUDT, M., WOLF, D., SPAN, R., YAN, J. (2016). A review on compressed air energy storage: Basic principles, past milestones and recent developments. *Applied Energy*, Vol. 170. P.250-268.
- CASTONGUAY, S; WILSON, R A; BRISEBOIS, D; DESROCHERS, A; MALO, M. (2005). *Compilation géologique, Anticosti-Gaspé-Campbellton, Les ponts géologiques de l'est du Canada, Transect 4, Québec - Nouveau-Brunswick. Natural Resources Canada. On line : <https://geoscan.nrcan.gc.ca/starweb/geoscan/servlet.starweb?path=geoscan/fulle.web&search1=R=216757> (2020-05-25)*
- GABRIELLI, P. et al. (2020). Seasonal energy storage for zero-emissions multi-energy systems via underground hydrogen storage. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol.121, 109629. P. 1-19.
- GUO, C. et al. (2016). Comparison of compressed air energy storage process in aquifers and caverns based on the Huntorf CAES plant. *Applied Energy*, Vol. 181, NO.C. P. 342–356.
- IRENA. (2016) *The power to change: solar and wind cost reduction potential to 2025*. Abu Dhabi; < https://www.irena.org/DocumentDownloads/Publications/IRENA_Power_to_Change_2016.pdf > .
- KATZ, D. L. V. (1959). *Handbook of natural gas engineering*. McGraw-Hill, New-York.
- KLUMP, F. (2016). Comparison of pumped hydro, hydrogen storage and compressed air energy storage for integrating high shares of renewable energies—Potential, cost-comparison and ranking. *Journal of Energy Storage*, Vol. 8. P. 119–128.
- LEMIEUX, A., Shkarupin, A., & Sharp, K. (2020). Geologic feasibility of underground hydrogen storage in Canada. *International Journal of Hydrogen Energy*, 45(56), 32243-32259.
- LIANG J, Lindblom UE. (1994). Critical pressure for gas storage in unlined rock caverns. *Int J Rock Mech Min Sc*. P. 377-381.
- LUO, X., WANG, J., DOONER, M., CLARK, J. (2015). Overview of current development in electrical energy storage technologies and the application potential in power system operation. *Applied Energy*, Vol. 137, NO. C. P.511-536.
- MALO, M. (2001) *The Late Silurian-Early Devonian tectono-sedimentary history of the Gaspé Belt in the Gaspé Peninsula: from a transtensional Salinic basin to an Acadian foreland basin*. *Bulletin of the Canadian Society of Petroleum Geologists*, v. 49, 202-216
- MATOS, C., CARNEIRO, J. et SILVA. P. (2019). Overview of Large-Scale Underground Energy Storage Technologies for Integration of Renewable Energies and Criteria for Reservoir Identification. *Journal of Energy Storage*, Vol. 21. P. 241-258.
- POPOV, Y., Beardsmore, G. R., Clauser, C., Roy, S.. (2016). *ISRM Suggested Methods for Determining Thermal Properties of Rocks from Laboratory Tests at Atmospheric Pressure*. Springer international Publishing: New York.
- PRIEST, Stephen Donald. (1993). *Discontinuity Analysis for Rock Engineering*. London: Chapman & Hall.
- RUQVIST, J. et al. (2012). Modeling of coupled thermodynamic and geomechanical performance of underground compressed air energy storage in lined rock caverns. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 52, NO. C. P. 71-81.
- SÉJOURNÉ, S. MALO, M. (2015). *Géologie et potentiel en hydrocarbures des bassins sédimentaires du sud du Québec. Rapport de recherche (R1552)*. INRS, Centre Eau Terre Environnement, Québec
- SLIVITSKY, A. (1995) - *Géologie du Cambro-Ordovicien de la région de Cap-des-Rosiers*. Ministère de l'Énergie et des Ressources, Québec; MB 95-27.
- WITHERSPOON, P.A., Wang, J.S.Y., Iwai, K. and Gale, J.E., (1979). Validity of Cubic law for fluid flow in a deformable rock fracture. *University of California, Berkeley*, p. 28.
- WU, D., WANG, J., HU, B., YANG, S. (2020). A coupled thermo-hydro-mechanical model for evaluating air leakage from an unlined compressed air energy storage cavern. *Renewable Energy*, Vol, 146. P. 907-920.
- YU, Q., WANG, Q., TAN, X. et FANG, G. (2019). A review of compressed-air energy storage. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, Vol. 11, NO. 4. American Institute of Physics: College Park. P. 1-12.
- ZHOU, Y., XIA, C., ZHAO, H., MEI, S. (2018). An iterative method for evaluating air leakage from unlined compressed air energy storage (CAES) caverns. *Renewable Energy*, Vol. 120. P. 434–445.

Annexe 1: Potentiel du stockage énergétique pour le traitement des eaux

Les usines de traitement et d'épuration sont très énergivores. Selon une étude de 1994 d'Hydro-Québec et de l'INRS Eau, ces usines consomment de 3 à 4 % de l'électricité consommée à l'échelle nationale [1]. Ainsi, un intérêt est soulevé pour un couplage des énergies renouvelables et du stockage énergétique pour ce type d'infrastructure. Un projet semblable a été réalisé au Vietnam dans la région de Sóc Trăng [2]. La production d'électricité renouvelable de l'usine de traitement se fait via des panneaux solaires photovoltaïques installés sur les toitures. Le système de stockage énergétique apporte un niveau de flexibilité sur le volume d'électricité acheté par la station et permet à l'usine d'exploiter l'électricité stockée lors des périodes de pointes où les coûts d'achats d'électricité sont les plus élevés [2].

Ce type de système serait particulièrement intéressant pour les régions nordiques qui nécessitent une grande autonomie. En effet, ils n'ont pas d'accès direct au réseau d'électricité publique. Par conséquent, des solutions de stockage énergétique apparaissent essentielles. Le stockage d'énergie par air comprimé apparaît comme l'une des

solutions pouvant être implémentées pour assurer un approvisionnement électrique renouvelable et continu d'usines de traitement en milieux isolés.

[1] BLAIS, J-F., et al. (1994). Les mesures d'efficacité énergétique électrique dans le secteur de l'eau. INRS-Eau, Rapport scientifique No. 405, VOL.3. P. 1-243.

Institut national de la recherche scientifique

[2] PV VIETNAM, Photovoltaics in Sóc Trăng, Powering a sewage treatment plant in a provincial Vietnamese town. En ligne: <http://pv-vietnam.com/> (2020-09-01).

Annexe 2: Base de données

Méthode itérative en langage python: <https://github.com/GeolearnAI/CAES>

Analyse des fuites d'air:

<https://www.dropbox.com/scl/fi/5lsk0qfj6nzun22hcl9y3/Analyse-des-fuites-d-air.xlsx?dl=0&rlkey=kzfpjyuilhu19nugi2wqup225>

Base de données:

<https://www.dropbox.com/home/raymond/LOG/2.DATABASE>

<https://www.dropbox.com/scl/fi/linvdly882dfgzhfstwill/Base-de-donn-es.xlsx?dl=0&rlkey=xrfwvbauyw69tgqy1jwzx8c9r>