



HAL
open science

Etude théorique et expérimentale de pompes électro-osmotiques et de leur utilisation dans une boucle de refroidissement de l'électronique de puissance

Youcef Berrouche

► **To cite this version:**

Youcef Berrouche. Etude théorique et expérimentale de pompes électro-osmotiques et de leur utilisation dans une boucle de refroidissement de l'électronique de puissance. Sciences de l'ingénieur [physics]. Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG, 2008. Français. NNT: . tel-00335282

HAL Id: tel-00335282

<https://theses.hal.science/tel-00335282>

Submitted on 29 Oct 2008

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

A ma mère Yamna...
A ma sœur Rafika...
A ma femme Abela...

Remerciements

Je profite de ces quelques lignes pour remercier très sincèrement tous les gens qui ont consacré durant trois ans beaucoup d'énergie pour que je fasse ma thèse. Je pense à présent à deux personnes si précieuses : Yvan Avenas et Christian Schaeffer. Leurs manières d'aborder la discipline, démarche scientifiquement, et leurs caractéristiques m'ont profondément touchée tout au long de mes recherches. Je remercie également Pierre Atten pour son orientation scientifique durant mes trois ans de recherche. Sans oublier Chia Chang de m'avoir accueilli dans son laboratoire à l'université de Notre Dame (USA). Je tiens à remercier les gens du LEPMI (Grenoble) et l'école française de la papèterie (Grenoble), Christian Chatenet, Jonathan Deseure et Jean-francis Bloch pour leurs aides et leurs orientations surtout dans le domaine d'électrochimie. Finalement je tien à remercie Emmanuel ARNOULD pour sa réalisation de mes prototypes.

Merci à tous

Thanks to all

شكرا لكم جميعا

Plan

- **Introduction générale1**
- **Chapitre 1 : contexte de l'étude et état de l'art.....4**
- **Chapitre 2 : modélisation et mise en œuvre d'une pompe électro-osmotique poreuse.....35**
- **Chapitre 3 : optimisation d'une pompe électro-osmotique poreuse.....68**
- **Chapitre 4 : seconde génération et applications.....94**
- **Conclusion générale.....114**
- **Annexes et bibliographies.....116**

INTRODUCTION GENERALE

Introduction générale

Les composants actifs de puissance tels que les IGBT ou les diodes ont une température maximale de fonctionnement qui varie en fonction de la technologie employée mais qui se situe autour de 150°C. Il s'en suit que le courant maximal admissible en régime permanent est, en général, non pas limité par des limites électriques et physiques intrinsèques aux composants mais plutôt par leur environnement et en particulier par leur système de refroidissement. Ainsi, si il est efficacement refroidi, un IGBT peut sans problème dissiper des flux de chaleur de plusieurs centaines de Watt par centimètre carré. La conception d'un système comprenant de l'électronique de puissance est donc normalement accompagnée d'une étude thermique. Pour les composants dissipant de faibles pertes, un refroidissement par convection naturelle est très souvent suffisant. Lorsque les pertes augmentent, il faut utiliser des systèmes de refroidissement à convection forcée utilisant soit de l'air, soit un liquide caloporteur pour les puissances les plus grandes.

Le refroidissement par un liquide peut être soit monophasique (la température du fluide reste inférieure à la température de saturation), soit accompagné d'un échange thermique par ébullition. La deuxième solution est la plus efficace car elle demande des débits de liquide plus faibles mais elle a certains inconvénients comme par exemple une mise en œuvre un peu plus délicate. Toutefois, dans les deux cas on utilise un circuit hydraulique dans lequel circule un liquide caloporteur entraîné par une pompe (en général mécanique) qui emmagasine la chaleur au niveau du système à refroidir et la redistribue à un dissipateur.

Il ressort de l'expérience de nombreux industriels que le point faible d'un système de refroidissement est la pompe qui est la première source de panne. Nous pouvons noter que cette pompe, mécanique, présente d'autres inconvénients comme le bruit, l'encombrement, le coût et la consommation électrique. Aujourd'hui, de nombreuses études sont en cours sur les thématiques du refroidissement statique, c'est-à-dire n'utilisant pas de pièces mécaniques en mouvement, et du refroidissement passif (pas de source de puissance auxiliaire pour la mise en mouvement du fluide). Ces travaux de recherche ont principalement pour objectif de connaître les potentialités des systèmes utilisant des forces capillaires : caloducs, caloducs miniatures, caloducs pulsés, boucles à pompage capillaire et Loop Heat Pipe. Au niveau

national, ces travaux sont portés par des industriels des secteurs de l'automobile, de la traction ferroviaire et de l'aérospatiale. Le but de la thèse présentée dans ce mémoire est d'explorer d'autres voies pour réaliser le refroidissement statique.

Comme nous l'expliquerons plus tard, nous pensons que la mise en mouvement d'un fluide caloporteur par l'action d'un champ électrique est bien adaptée au refroidissement des modules de l'électronique de puissance. Ainsi, dans le premier chapitre, nous présenterons le contexte de notre étude et l'état de l'art sur les pompes fonctionnant par action d'un champ électrique. Nous ferons ensuite un rappel sur leur principe de fonctionnement. Nous aborderons les pompes électrothermique, électro-osmotique, électrohydrodynamique à induction et électrohydrodynamique à injection. Après une comparaison de ces différents types de pompe, nous montrerons que la plus adaptée pour le refroidissement des composants de puissance est la pompe électro-osmotique. Enfin, nous terminerons notre premier chapitre par une étude bibliographique sur ce type de pompe.

Dans le chapitre suivant, nous nous focaliserons sur la modélisation et la mise en œuvre d'une pompe électro-osmotique poreuse. Après avoir présenté la méthode de réalisation de l'élément actif de la pompe qui est une céramique poreuse, nous la modéliserons. Afin de valider cette modélisation, nous exposerons ensuite les deux prototypes réalisés : une pompe électro-osmotique poreuse haute pression et une autre haut débit. Nous identifierons les caractéristiques des deux pompes en les testant avec différentes céramiques et différents liquides. Finalement nous présenterons les problèmes techniques rencontrés lors du fonctionnement des prototypes.

Comme nous le verrons tout au long de ce mémoire, un des inconvénients du pompage par électro-osmose est le rendement qui est très faible (au maximum de quelques pourcents). Nous consacrerons donc le chapitre 3 à ce sujet et, en particulier, nous traiterons de l'optimisation de cette caractéristique. Dans un premier temps, nous ferons des simulations numériques sur l'électro-osmose dans un canal capillaire. Nous étudierons alors la variation des performances du pompage électro-osmotique en fonction des propriétés physiques du liquide. Puis nous développerons une formule analytique de l'efficacité thermodynamique optimale d'une pompe électro-osmotique poreuse en fonction des propriétés physiques et géométriques du milieu. Cette formule sera validée expérimentalement. Enfin, nous terminerons ce chapitre par une étude énergétique globale d'une pompe électro-osmotique poreuse.

Dans le dernier chapitre, nous présenterons tout d'abord la conception de la seconde génération de pompe électro-osmotique poreuse haut débit que nous avons réalisée. Nous passerons ensuite à son implémentation dans un système de refroidissement thermique. Enfin, nous discuterons de son utilisation comme injecteur de carburant dans une pile à combustible à méthanol direct.

La plupart de ces travaux expérimentaux et de modélisation ont été réalisés au G2Elab. Au cours de cette étude, il est apparu que la réalisation d'une pompe électro-osmotique était très délicate. C'est pourquoi, en fin de première année, j'ai pris contact avec le Pr. Chang de l'Université de Notre-Dame (USA) dont l'équipe travaille sur cette thématique depuis déjà quelques années. J'ai alors effectué un séjour de 3 mois dans cette université afin de me mettre au contact de spécialistes du domaine. Ainsi, les premiers résultats expérimentaux (principalement ceux présentés au chapitre 2) sont issus de ce travail de collaboration qui nous a permis de gagner beaucoup de temps pour la mise en œuvre de nos prototypes.

CHAPITRE 1 : CONTEXTE DE L'ETUDE ET ETAT DE L'ART

CHAPITRE 1 : CONTEXTE DE L'ETUDE ET ETAT DE L'ART

Liste des figures	5
Liste des tableaux	5
Nomenclature	6
1 Contexte	7
1.1 Nécessité du refroidissement en Electronique de Puissance	7
1.2 Utilisation de la convection forcée dans les micro-structures	8
1.3 Refroidissement statique	9
2 Les forces Electro-Hydro-Dynamiques (EHD)	10
2.1 Système à étudier	11
2.2 L'électrothermie	13
2.2.1 Détermination de la force électrothermique	13
2.2.2 Débit et pression électrothermiques maximum	16
2.2.3 Détermination de l'efficacité thermodynamique	17
2.3 L'électro-osmose	18
2.3.1 Modèle de double couche électrique	18
2.3.1.1 Théorie de Helmholtz (1879) dite de la « couche compacte »	19
2.3.1.2 Théorie de Gouy et Chapman (1910) dite de « la couche diffuse »	19
2.3.1.3 Théorie de Stern et Graham dite de « double couche électrique »	20
2.3.2 Potentiel interne et potentiel zêta	21
2.3.3 La longueur de Debye	22
2.3.4 Le pompage électro-osmotique	22
2.3.4.1 Principe	22
2.3.4.2 Détermination du débit et de la pression électro-osmotiques maximums	23
2.3.4.3 Détermination du rendement (efficacité thermodynamique)	26
2.4 Pompes EHD à induction et à injection	27
2.5 Comparaison entre pompes électro-osmotiques et électrothermiques	28
3 Etude bibliographique sur les pompes électro-osmotiques	30
3.1 Pompes électro-osmotiques capillaires	30
3.2 Pompes électro-osmotiques capillaires en parallèle	31
3.3 Pompes électro-osmotiques poreuses	31
4 Conclusion	33

Liste des figures

figure 1.1 : Principe d'une boucle de refroidissement par convection forcée	8
figure 1.2 : Système à étudier, F est le champ de force selon l'axe e_z	12
figure 1.3 : Système de pompage électrothermique.....	13
figure 1.4 : Variation de χ en fonction de la fréquence pour un champ électrique $E_0=50\text{kV/m}$	16
figure 1.5 : Réactions chimiques en surface de la silice dans une solution aqueuse pour deux valeurs du pH.....	18
figure 1.6 : Modèle de Helmholtz.....	19
figure 1.7 : Modèle de Gouy et Chapman.....	20
figure 1.8 : Modèle de Stern et Graham [BRA.56].....	20
figure 1.9 : Point isoélectrique pour la silice et l'alumine.	21
figure 1.10 : Principe du pompage électro-osmotique [BRA.56].	23
figure 1.11: Variation de la fonction f en fonction de a^*	26
figure 1.12 : Principe des pompes EHD a induction, (a) électrodes différentes, (b) traveling wave.....	27
figure 1.13: Influence du rayon de la conduite sur le débit et la pression maximum.....	29
figure 1.14 : Exemples de micro-pompes électro-osmotiques, (a) planar, (b) parallèle et (c) cascade.	31
figure 1.15 : Exemples de pompes électro-osmotiques poreuses, (a) tassage, (b) sol-gel, (c) frittage.....	32
figure 1.16 : Conception de la pompe de Brask [BRA.56].....	32

Liste des tableaux

tableau 1.1: Calcul analytique de la longueur de Debye pour différents liquides en contact avec la silice.....	22
tableau 1.2: Quelques pompes EHD publiées depuis 1991	28
tableau 1.3 : Performances des deux pompes électro-osmotique et électrothermique, pour $V=1\text{kV}$, $a=5\mu\text{m}$ et $L=5\text{cm}$	30
tableau 1.4: Principales pompes électro-osmotiques publiées depuis 1994.....	33

Nomenclature

A	Variation relative de la conductivité
B	Variations relative de la permittivité
Di	Constante de diffusion de masse ($m \cdot s^{-2}$)
E	Champ électrique (V/m)
E_0	Champ appliqué en électrothermie (V/m)
E_1	Champ perturbé en électrothermie (V/m)
F	Champ des forces (N)
I	Courant (A)
In	La première fonction de Bessel d'ordre n.
K	Mobilité ionique ($4 \times 10^{-8} m^2/V/s$)
P_E	Puissance à dissiper (W)
ΔP	Différence de pression (Pa)
P	Pression (Pa)
Q	Débit volumique (ml/min)
S	Section d'échange thermique (m^2)
T	Température (K)
V	Tension (V)
U	Champ de vitesse du liquide (m/s)
a	Rayon d'une conduite cylindrique (m)
e	Charge d'un électron ($1.6 \times 10^{-19} C$)
f_c	Fréquence caractéristique (Hz)
h	Coefficient d'échange convectif ($W/m^2/K$)
g	Champ d'accélération de gravité (m/s^2)
k_B	Constante de Boltzmann ($1.38 \times 10^{-23} m^2 kg /s^2/K$)
Ji	Débit ionique ($mol \cdot s^{-1} \cdot m^{-2}$)
l	Longueur du capillaire (m)
n	Concentration des contrions du bulk (mol/m^3)
r	Coordonnée cylindrique radiale (m)
r^*	Coordonnée radiale normalisée ($[r/\lambda]$)
t	Temps (s)
(w, v, u)	Composantes en coordonnées cylindriques du champ de vitesse du liquide (m/s)
z	Nombre de valence des contrions.

Symboles grecs

ε	Permittivité du liquide (C/V/m)
η	Efficacité thermodynamique (%).
λ	Longueur De Debye (m)
ψ	Le potentiel interne (V)
μ	Viscosité (Pa.s)
σ	Conductivité (S/m)
ρ	Masse volumique du fluide (kg/m^3)
ζ	Potentiel Zêta (V)
ω	Pulsation (rd/s)
ϕ	Champ total en électro-osmose (V/m)
ρ_E	Densité de charges volumique (C/m^3)
τ_r	Temps de relaxation (s)

Indices

EHD	Electrohydrodynamique
ET	Electrothermique
EO	Electro-osmotique
Max	maximum
AC	En alternatif
DC	En continue

1 Contexte

1.1 Nécessité du refroidissement en Electronique de Puissance

Refroidir convenablement devient un enjeu majeur face à l'importance de la densité de chaleur engendrée par les composants de puissance. En effet, depuis l'apparition des IGBTs, les convertisseurs sont capables de fonctionner à haute fréquence tout en conservant des grandes valeurs de courant et de tension. Ceci a permis de réduire le volume des convertisseurs statiques mais en contrepartie, la densité volumique de pertes a fortement augmenté. Dans un onduleur triphasé 1200V-150A par exemple, chaque IGBT peut dissiper jusqu'à 680W [MEY.2]. Parallèlement en microélectronique, et spécifiquement dans les microprocesseurs, les densités de pertes ramenées à la surface des composants ont énormément augmenté puisqu'il n'est pas rare de dépasser la centaine de W/cm^2 . Par exemple les premières puces inventées en 1971 ne contenaient qu'un très faible nombre de transistors, environ 2300 cadencés à 108kHz pour l'Intel 4004. En 2008, ce nombre a été multiplié par un million, pour approcher 2400 millions de transistors à 3Ghz avec le Core 2™ [WAL.1].

Cette course vers la miniaturisation entraîne de sévères contraintes de fonctionnement pour les convertisseurs statiques, et notamment au niveau de la température de fonctionnement. En effet, pour fonctionner correctement, les composants de puissance doivent impérativement avoir une température (de jonction) inférieure à une limite dépendante de la technologie employée. Les IGBT peuvent fonctionner sous certaines conditions à des températures jusqu'à 150°C, mais dans les applications industrielles ils ne doivent pas dépasser 125°C afin de respecter des impératifs de fiabilité [MEY.2].

Le défi lié à l'augmentation de la fréquence de fonctionnement dans les convertisseurs statiques et à la volonté de miniaturisation, est de savoir comment dissiper de si grosses densités de flux de chaleur dans un si petit espace. Ainsi, la contrainte réelle qui se pose n'est pas seulement combien de Watt on peut dissiper mais aussi combien de W/cm^2 on peut évacuer.

La méthode de refroidissement la plus utilisée actuellement est la convection forcée qui peut être simple ou double phase (liquide en ébullition). Le principe du refroidissement par convection forcée avec un liquide est représenté sur la figure suivante.

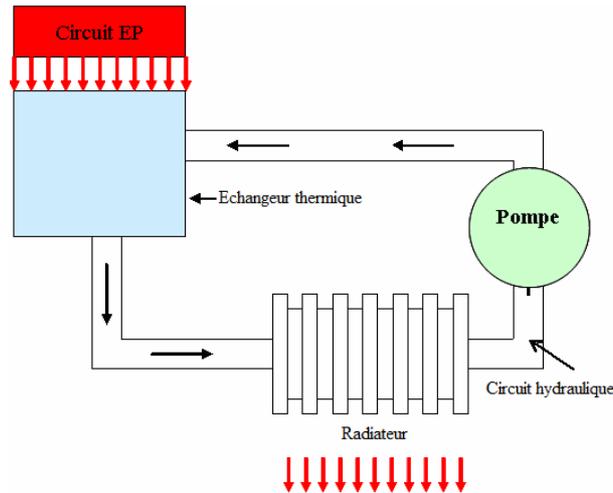


figure 1.1 : Principe d'une boucle de refroidissement par convection forcée

Dans ce type de système de refroidissement, on utilise généralement un circuit hydraulique dans lequel circule un fluide caloporteur qui emmagasine la chaleur au niveau du système à refroidir et la redistribue à un dissipateur (très souvent un radiateur). Pour réaliser la circulation du fluide caloporteur, la solution la plus courante est l'utilisation d'une pompe mécanique.

Pour évacuer ces fortes densités de puissance, il faut avoir un échange thermique le plus efficace possible. On sait qu'un transfert thermique convectif entre un fluide et un solide s'exprime de la manière suivante :

$$P_E = h.S.(T_{paroi} - T_{fluide}) \quad 1.1$$

avec P_E la puissance à dissiper (W), h le coefficient de transfert convectif ($W/m^2.K$), S la surface d'échange (m^2) et T_{paroi} , T_{fluide} respectivement la température de paroi et la température moyenne du fluide caloporteur.

1.2 Utilisation de la convection forcée dans les micro-structures

De l'équation (1.1) nous remarquons que pour améliorer les performances de l'échangeur et donc réduire l'écart de température entre la paroi et le fluide, on peut jouer sur deux facteurs principaux :

- Soit augmenter h , c'est à dire augmenter le débit en rendant l'écoulement plus turbulent, mettre des perturbateurs, diminuer le diamètre hydraulique...
- Soit augmenter la surface S de contact entre le fluide et la paroi.

Pour procéder à cette dernière démarche, nous pouvons utiliser des microcanaux au niveau de l'échangeur. L'utilisation d'une micro-structure va permettre d'obtenir une très grande

surface de contact entre le fluide et l'échangeur et l'obtention d'un coefficient d'échange convectif élevé. Un inconvénient important des micro-structures est qu'elles engendrent des pertes de charge importantes. Un refroidissement par microcanaux implique donc l'utilisation d'une pompe délivrant une pression importante.

Le concept de microcanaux n'est pas nouveau puisqu'il a été introduit vers 1980 par les chercheurs Tuckerman et Pease [DER.10]. Pour démontrer le potentiel de refroidissement de ces structures, ils ont fabriqué un échangeur de 1cm^2 en silicium, composé de canaux et d'ailettes de $0,05\text{mm}$ de largeur et de hauteur $0,3\text{mm}$, soit 50 canaux en tout. En utilisant de l'eau comme fluide caloporteur, cet échangeur était capable de dissiper $790\text{W}/\text{cm}^2$ avec un écart maximal de température de 71°C au niveau du composant chauffant par rapport à la température d'entrée de l'eau.

Des études menées au LEG sur des micro-refroidisseurs à micro-canaux ont montré que l'on pouvait arriver à dissiper des densités de flux de chaleur de plusieurs centaines de W/cm^2 au niveau du composant à refroidir grâce à cette technique [MEY.2] [GIL.3].

Meysenc [MEY.2] a réalisé un échangeur monophasique qui fonctionnait avec un débit de $0,5\text{L}/\text{min}$ et présentait des pertes de charge de 8920Pa afin d'avoir une résistance thermique de $122\text{K}/\text{kW}$. Pour refroidir une puissance de 400W , il a fabriqué un refroidisseur diphasique qui fonctionnait avec un débit de $0,055\text{L}/\text{min}$ et une pression de 7325Pa . Linan [LIN.5] a utilisé un micro échangeur de 1cm^2 de surface afin de refroidir 100W . Cet échangeur contenait 40 micro-canaux de $100\mu\text{m}$ de diamètre. Le débit utilisé pour le refroidissement était de $7\text{mL}/\text{min}$ sous une pression de 160kPa .

1.3 Refroidissement statique

A ce jour, la convection forcée est l'une des méthodes les plus performantes. Cependant, elle présente des problèmes de fiabilité, de volume, de bruit et de coût au niveau de la pompe mécanique. Afin d'éliminer ces problèmes, il est possible d'utiliser d'autres forces pour la mise en mouvement du fluide. On peut ainsi, grâce aux forces capillaires créées par la tension de surface du fluide caloporteur, réaliser des dispositifs de refroidissement très efficaces : caloducs [AVE.4], boucles à pompage capillaire et caloducs pulsés [VAS.9]. D'autres études [DAR.5] [OHA.78] [BRY.8] montrent que le pompage peut être effectué par des forces électrostatiques ou magnétiques. Nous pouvons alors envisager plusieurs types de pompes : piézo-électriques, électromouillage, électrohydrodynamiques, magnétohydrodynamiques, etc... Ces pompes assurent un débit suffisant pour le bon

fonctionnement de l'échangeur en permettant, selon leur type, d'atteindre des pressions jusqu'à 10bar en fonctionnement normal pour un débit de quelques dizaines de mL/min environ [DER.10].

En électronique de puissance, il y a en général un bus continu dont la tension peut aller de la centaine de V jusqu'à plusieurs kV. Ainsi, il nous a paru intéressant d'envisager une étude sur la possibilité de réutiliser cette tension afin de mettre le liquide de refroidissement en mouvement. L'objectif de cette thèse est donc d'étudier le remplacement de la pompe mécanique utilisé dans le circuit refroidissement des composants de puissance par une pompe statique fonctionnant grâce à un champ électrique. Dans ce chapitre, nous allons donc fournir un état de l'art sur ce type de pompe dans l'objectif de sélectionner la plus adaptée pour notre application.

2 Les forces Electro-Hydro-Dynamiques (EHD)

Il est connu depuis longtemps qu'un fluide soumis à un champ électrique peut être mis en mouvement. La plus ancienne observation est celle du vent électrique décrit par Franklin : une pointe métallique portée à haute tension provoque un mouvement d'air qui peut souffler une bougie. Au siècle dernier, Faraday fit des observations du même ordre sur un liquide isolant (essence de térébenthine) et mentionna l'existence de tourbillons très intenses [ATT.13].

Pour déterminer les forces mises en jeu, nous considérons un élément de fluide de masse volumique ρ , de permittivité ϵ et nous supposons qu'il contient une densité volumique de charge ρ_E et est soumis à un champ électrique E . Alors la force engendrée par E sur cet élément, dite force électrohydrodynamique (EHD), est donnée par :

$$F_{EHD} = \rho_E E - \frac{1}{2} |E|^2 \text{grad} \epsilon + \frac{1}{2} \text{grad} \left[\rho_E |E|^2 \left(\frac{\partial \epsilon}{\partial \rho} \right)_T \right] \quad 1.2$$

Le premier terme de l'équation 1.2 représente la force de Coulomb qui est la force électrique agissant sur les charges libres dans un liquide. Cette force est généralement prépondérante vis-à-vis des deux autres [ATT.14]. Le deuxième terme, appelé force diélectrique, représente une force de polarisation induite dans le liquide. Cette force, dont le module est une fonction du gradient de permittivité du liquide, est habituellement plus faible que la force de Coulomb (10^3 fois) [ATT.13]. Le troisième terme est la pression d'électrostriction qui ne joue aucun rôle moteur dans la mise en mouvement du fluide. En fait, l'électrostriction est par définition la déformation non uniforme d'un substrat lorsqu'il est

soumis à un champ électrique. Les forces qui sont à l'origine du mouvement du fluide sont donc la force électrique et la force diélectrique. La force EHD devient donc :

$$F_{EHD} = \rho_E E - \frac{1}{2} |E|^2 \text{grad} \epsilon \quad 1.3$$

Comme la force de Coulomb (électrique) est la plus forte, pour obtenir une force EHD capable de déplacer le fluide, la présence de charges est nécessaire. Pour cela, nous pouvons créer cette charge par injection unipolaire dans les liquides polaires ou par le phénomène de dissociation et de recombinaison dans les liquides non polaires. Nous pouvons également utiliser des charges créées naturellement comme en électrothermie (ET) (charges volumiques) ou en électro-osmose (EO) (charges surfaciques). L'électrothermie existe lorsqu'un gradient de température est couplé à un champ électrique continu ou alternatif. L'électro-osmose est basée sur la manipulation par un champ électrique (continu ou alternatif) de la densité de charge électrique engendrée dans la double couche électrique entre un solide isolant hydrophile et un liquide.

Nous distinguons donc plusieurs types de pompe qui fonctionnent à partir d'un champ électrique :

- la pompe électrothermique DC et AC,
- la pompe électro-osmotique DC, AC basse fréquence et AC haute fréquence (c'est la pompe EHD à induction),
- la pompe EHD à injection.

Pour choisir la pompe la plus adaptée à notre application, nous allons présenter une étude théorique comparative entre ces pompes en nous mettant dans les mêmes conditions géométriques. Ensuite nous déterminerons la puissance hydraulique générée par chacune d'elles ainsi que leur rendement.

2.1 Système à étudier

Dans cette partie nous allons développer des modèles du pompage par électrothermie et par électro-osmose. Nous appliquerons ces modèles à une conduite cylindrique de rayon a et de longueur l (figure 1.2) afin de comparer le débit et la pression maximum que pourraient engendrer des pompes de ce type. La viscosité du fluide sera notée μ . Le champ de force engendré par l'électrothermie ou par l'électro-osmose sera noté F .

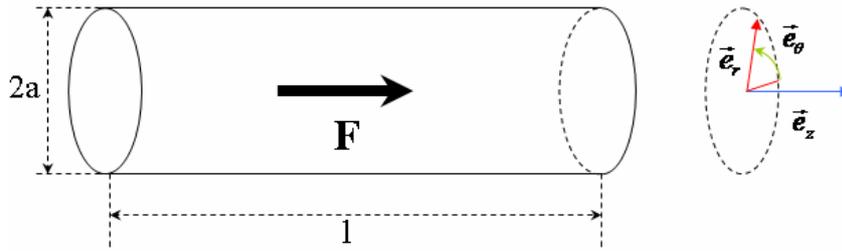


figure 1.2 : Système à étudier, F est le champ de force selon l'axe e_z .

Dans le cas général, les deux équations de Navier Stokes sont données par :

- Équation de continuité

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \cdot U) = 0 \quad 1.4$$

- Équation de bilan de la quantité de mouvement

$$\frac{\partial(\rho U)}{\partial t} + \nabla(\rho U \otimes U) = -\nabla p + \mu \nabla^2 U + \rho g + F \quad 1.5$$

Dans ces équations, U représente le champ de vitesse donné en coordonnées cylindriques par :

$$U = \begin{pmatrix} w(r, \theta, z, t) \\ v(r, \theta, z, t) \\ u(r, \theta, z, t) \end{pmatrix} \quad 1.6$$

Si nous négligeons la force de pesanteur et que nous supposons que la force F est unidirectionnelle selon l'axe \vec{e}_z nous aurons donc :

$$U = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ u(r, \theta, z, t) \end{pmatrix} \quad 1.7$$

Si nous nous plaçons dans le régime stationnaire et si nous supposons que le fluide est incompressible, u ne dépend pas de z . D'autre part, grâce à la symétrie axiale, u ne dépend pas non plus de θ . Le champ de vitesse sera donc donné par :

$$U = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ u(r) \end{pmatrix} \quad 1.8$$

Si nous supposons que les termes de l'accélération $((U \cdot \nabla)U)$ sont rigoureusement nuls, nous présumons que le gradient de pression est constant selon l'axe \vec{e}_z . Finalement l'équation de quantité de mouvement sera simplifiée par :

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u}{\partial r} \right) = \frac{\Delta P}{\mu \cdot l} + F_z \quad 1.9$$

Dans l'équation (1.9), F_z représente la composante selon l'axe \vec{e}_z de la force F à l'origine du mouvement. Cette composante sera déterminée par la suite en fonction du cas étudié. Grâce à elle nous pourrions ensuite déterminer le profil de vitesse en intégrant l'équation de conservation de la quantité de mouvement (1.9) sur une section de la conduite cylindrique.

2.2 L'électrothermie

Le premier type de pompe électrocinétique que nous allons exposer est la pompe électrothermique. Le principe de base est que le gradient de température crée un gradient de permittivité qui est à l'origine de la force diélectrique (équation 1.11) et un gradient de conductivité qui crée une densité de charge volumique et donc la force électrique associée [ATT.12], [MOR.15] et [GON.16].

Dans le système représenté sur la figure 1.3 nous supposons qu'aux extrémités de la conduite, nous plaçons deux électrodes alimentées par une tension alternative :

$$V = \text{Re}(V_0 \cdot e^{j \cdot \omega \cdot t}) \quad \mathbf{1.10}$$

La première électrode a une température T_1 et la deuxième a une température T_2 . Nous supposons que le gradient de température entre les électrodes est uniforme (figure 1.3).

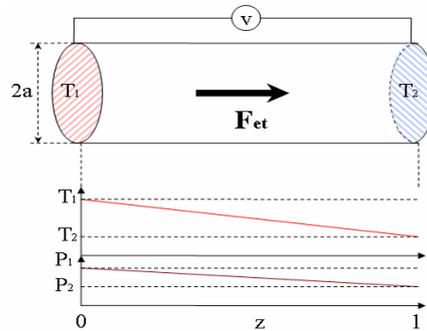


figure 1.3 : Système de pompage électrothermique

2.2.1 Détermination de la force électrothermique

Comme nous l'avons dit, le gradient de température entre les électrodes, va créer un gradient de permittivité et de conductivité dans l'eau de par les relations suivantes :

$$\begin{cases} \frac{\nabla \sigma}{\sigma} = A \cdot \nabla T \\ \frac{\nabla \varepsilon}{\varepsilon} = B \cdot \nabla T \end{cases} \rightarrow \begin{cases} \frac{\nabla \sigma}{\sigma} = \frac{\partial \sigma / \partial T}{\sigma} \nabla T \\ \frac{\nabla \varepsilon}{\varepsilon} = \frac{\partial \varepsilon / \partial T}{\varepsilon} \nabla T \end{cases} \rightarrow \begin{cases} \nabla \sigma = \frac{\partial \sigma}{\partial T} \nabla T \\ \nabla \varepsilon = \frac{\partial \varepsilon}{\partial T} \nabla T \end{cases} \quad \mathbf{1.11}$$

A et B sont respectivement les variations relatives de la conductivité et de la permittivité par rapport à la température. Pour l'eau elles sont données par [RAM.17]:

$$\begin{cases} A = 2\% \\ B = -0.4\% \end{cases} \quad 1.12$$

Lorsqu'on applique une tension alternative de pulsation ω , le champ électrique est exprimé par :

$$E_0 = \text{Re}(E_{0m}.e^{(j.\omega.t)}) \quad 1.13$$

Le champ électrique résultant peut être décomposé en deux parties : le champ appliqué E_0 , et le champ perturbé E_1 . Le champ E_0 est le champ créé par les électrodes et nous considérerons qu'il est uniforme. Le champ E_1 est le champ induit par la variation de la charge ρ_E créée par le phénomène d'électrothermie. En général $E_1 \ll E_0$ [RAM.17], nous aurons donc

$$\begin{cases} E = E_0 + E_1 \approx E_0 \\ \nabla E = \nabla E_0 + \nabla E_1 = \nabla E_1 \end{cases} \quad 1.14$$

Sachant que la première équation de Maxwell est donnée par :

$$\rho_E = \nabla(\varepsilon.E) = \nabla\varepsilon.E_0 + \varepsilon.\nabla E_1 \quad 1.15$$

Alors la force EHD due au phénomène d'électrothermie deviendra donc :

$$F_{ET} = (\nabla\varepsilon.E_0 + \varepsilon.\nabla E_1).E_0 - \frac{1}{2}|E_0|^2 \nabla\varepsilon \quad 1.16$$

Pour déterminer E_1 , nous utilisons l'équation de conservation de la charge qui est exprimée par :

$$\nabla(\sigma.E + \rho_E u) + \frac{\partial \rho_E}{\partial t} = 0 \quad 1.17$$

Dans cette dernière équation, nous voyons apparaître deux types de courant : le courant ohmique (σE) et le courant d'électroconvection dû au déplacement des charges dans le liquide ($\rho_E u$). Dans notre cas, allons supposer que le courant d'électroconvection est négligeable devant le courant ohmique. Nous obtenons alors l'équation suivante :

$$\nabla\sigma.E_0 + \sigma.\nabla E_1 + j.\omega.(\nabla\varepsilon.E_0 + \varepsilon.\nabla E_1) = 0 \quad 1.18$$

La perturbation du champ électrique sera donc donnée par :

$$\nabla E_1 = -\frac{\nabla\sigma + j.\omega.\nabla\varepsilon}{\sigma + j.\omega\varepsilon} E_0. \quad 1.19$$

En remplaçant l'équation (1.19) dans l'équation (1.16), nous aurons :

$$F_{ET} = (\nabla\varepsilon.E_0 - \frac{\varepsilon.\nabla\sigma + j.\omega\varepsilon.\nabla\varepsilon}{\sigma + j.\omega\varepsilon} E_0).E_0 - \frac{1}{2}|E_0|^2 \nabla\varepsilon \quad 1.20$$

D'où :

$$F_{ET} = (-\left(\frac{\nabla\sigma}{\sigma} - \frac{\nabla\varepsilon}{\varepsilon}\right) \frac{\varepsilon}{1 + j.\omega.\tau_r} E_0).E_0 - \frac{1}{2}|E_0|^2 \nabla\varepsilon \quad 1.21$$

En prenant la partie réelle de l'équation (1.21) et en calculant la valeur moyenne, on aura la force électrothermique moyenne :

$$\langle F_{ET} \rangle = -\frac{1}{2} \left[\left(\frac{\nabla \sigma}{\sigma} - \frac{\nabla \varepsilon}{\varepsilon} \right) \cdot \frac{\varepsilon \cdot E_{0m}^2}{1 + (\tau_r \omega)^2} + \frac{1}{2} E_{0m}^2 \nabla \varepsilon \right] \quad 1.22$$

Dans l'expression de la force électrothermique, nous remarquons qu'il y a deux composantes : la force de Coulomb et la force diélectrique. Pour les faibles fréquences la force de Coulomb est prédominante, par contre pour les hautes fréquences c'est la force diélectrique qui devient supérieure. Sachant que le gradient de permittivité est négatif, nous pouvons dire que la force électrothermique s'annule pour une fréquence f_c dite fréquence caractéristique.

$$\omega_c = 2\pi f_c \approx \frac{1}{\tau_r} \left(2 \left| \frac{A}{B} \right| \right)^{\frac{1}{2}} \quad 1.23$$

Pour l'eau, elle est donnée par :

$$f_c \approx \frac{3}{\tau_r} \quad 1.24$$

avec τ_r , le temps de relaxation du liquide ou encore le temps de Maxwell qui représente la permittivité divisée par la conductivité électrique du fluide.

Si nous supposons que le gradient de température est imposé et uniforme sur toute la longueur du cylindre, nous pouvons écrire :

$$\nabla T = (0, 0, -\frac{\Delta T}{l}) \quad 1.25$$

Si nous cherchons l'expression de la force électrothermique en fonction du gradient de température nous aurons :

$$\langle F_{ET} \rangle = -\frac{1}{2} \left[\frac{A-B}{1 + (\tau_r \omega)^2} + \frac{1}{2} B \right] \varepsilon E_{0m}^2 \nabla T \quad 1.26$$

La composante de la force électrothermique sera donc

$$\langle F_{ET} \rangle = (0, 0, \chi \frac{\Delta T}{l}) \quad 1.27$$

Avec :

$$\chi(\omega, E_{0m}) = -\frac{1}{2} \left[\frac{A-B}{1 + (\tau_r \omega)^2} + \frac{1}{2} B \right] \varepsilon E_{0m}^2 \quad 1.28$$

La variation de $\chi(\omega, E_{0m})$ en fonction de la fréquence est donnée sur la figure suivante :

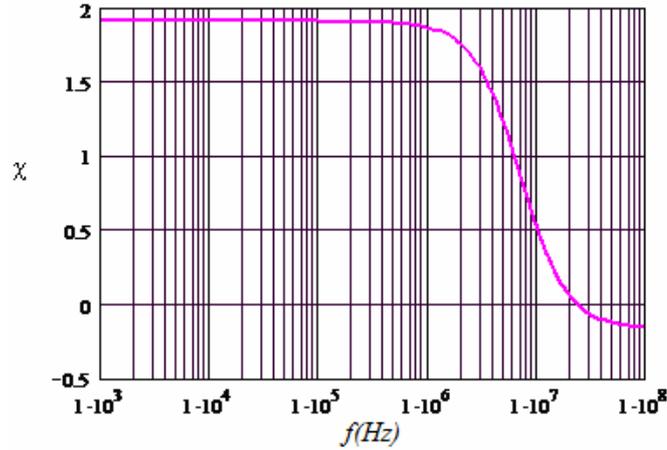


figure 1.4 : Variation de χ en fonction de la fréquence pour un champ électrique $E_0=50\text{kV/m}$.

Nous voyons sur cette figure qu'en basses fréquences la force électrothermique est beaucoup plus élevée qu'en haute fréquence. Ainsi si nous voulons créer une force électrothermique suffisante pour la mise en mouvement du liquide, nous devons travailler soit en basses fréquences ($f \ll 1\text{MHz}$).

2.2.2 Débit et pression électrothermiques maximum

Afin de déterminer le débit et la pression électrothermiques maximum, nous remplaçons l'expression de la force électrothermique dans l'équation de la quantité de mouvement donnée en (1.9). La résolution de cette équation en tenant compte des conditions aux limites donne le profil de la vitesse dans une section du canal. Ensuite nous intégrons le profil de la vitesse sur la section de la conduite cylindrique pour déterminer l'expression du débit volumique.

L'équation 1.9 dans le cas électrothermique sera :

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u}{\partial r} \right) = -\frac{\Delta P}{l\mu} - \chi \frac{\Delta T}{l\mu} \quad 1.29$$

La résolution de cette équation donne :

$$u(r) = \frac{-\Delta P - \chi \Delta T}{l\mu} r^2 + b \ln(r) + c \quad 1.30$$

En tenant compte des conditions aux limites

$$\begin{cases} u(a) = 0 \\ u(0) < \infty \implies b = 0 \end{cases} \quad 1.31$$

Le profil de vitesse sera donc :

$$u(r) = \frac{-\Delta P - \chi \Delta T}{4l\mu} (a^2 - r^2) \quad 1.32$$

L'intégration du profil de vitesse sur la section de la conduite cylindrique permet de déterminer l'expression du débit volumique :

$$Q = \iint u(r).ds \quad 1.33$$

Nous trouvons alors :

$$Q = \frac{-\Delta P - \chi\Delta T}{8l\mu} \pi a^4 \quad 1.34$$

Nous supposons que la variation entre le débit volumique et la pression est linéaire, nous obtenons :

$$Q = Q_{\max} \left(1 - \frac{\Delta P}{\Delta P_{\max}}\right) \quad 1.35$$

En utilisant les équations (1.34) et (1.35), nous avons :

$$Q = -\frac{\chi\Delta T \pi a^4}{8l\mu} \left(1 + \frac{\Delta P}{\chi\Delta T}\right) \quad 1.36$$

En conclusion les expressions du débit volumique et de la pression maximums pour l'électrothermie dans un capillaire de rayon a et de longueur l soumis à une différence de température ΔT seront données par :

$$\begin{cases} Q_{ET\max} = -\frac{\chi\Delta T \pi a^4}{8l\mu} \\ \Delta P_{ET\max} = -\chi\Delta T \end{cases} \quad 1.37$$

2.2.3 Détermination de l'efficacité thermodynamique

Connaissant le débit et la pression engendrés par la pompe électrothermique et la tension d'alimentation, l'efficacité thermodynamique est déterminée par le calcul du courant consommé par la pompe. La densité de courant est donnée par le courant ohmique et d'électroconvection :

$$j = \sigma.E + \rho_E u \quad 1.38$$

En négligeant le courant d'électroconvection devant le courant de Joule [RAM.17], nous trouvons :

$$\eta_{ET} = \frac{Q_{ET} \cdot \Delta P_{ET}}{V \cdot \iint_S \sigma(r) * E.ds} \quad 1.39$$

2.3 L'électro-osmose

La deuxième force EHD qui peut être étudiée est la force électro-osmotique. C'est une force de surface appliquée sur la double couche électrique engendrée à l'interface entre un liquide et un matériau isolant hydrophile (comme la silice par exemple) [POR.18].

Nous allons faire l'étude d'une pompe électro-osmotique capillaire fonctionnant en continu, sachant que cette étude n'est pas très différente de l'étude d'une pompe électro-osmotique en alternatif basse fréquence. Nous commencerons par présenter le modèle de la double couche électrique et les théories qui la décrivent. Ensuite nous présenterons les différentes grandeurs qui influent sur les performances du pompage électro-osmotique. Finalement nous déterminerons l'efficacité thermodynamique d'une pompe électro-osmotique capillaire.

2.3.1 Modèle de double couche électrique

Si le dioxyde de silicium (silice ou quartz) par exemple est immergé dans l'eau, une double couche chargée électriquement est générée par une réaction chimique. Le groupe silanol SiOH est soit oxydé en SiOH₂⁺ soit réduit en SiO⁻ en fonction du pH de la solution (figure 1.5).

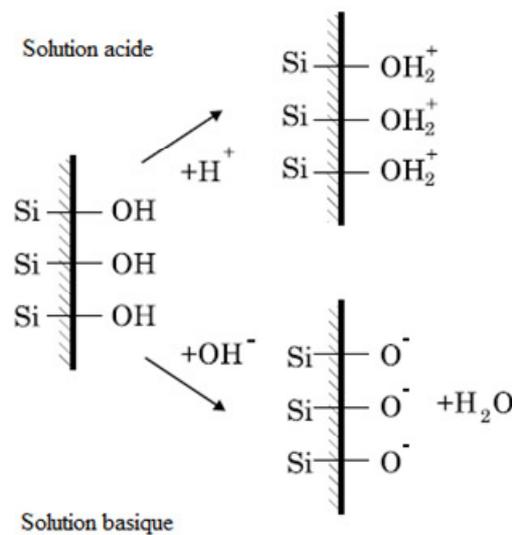


figure 1.5 : Réactions chimiques en surface de la silice dans une solution aqueuse pour deux valeurs du pH

Depuis le 19^{ème} siècle, plusieurs chimistes ont tenté de décrire ce phénomène. Les trois grandes théories connues aujourd'hui sont les théories de la couche compacte, de la couche diffuse et de la double couche électrique.

2.3.1.1 Théorie de Helmholtz (1879) dite de la « couche compacte »

Helmholtz (1850) fut le premier à penser en termes de séparation des charges à l'interface. Il émit l'hypothèse que la charge opposée, existant en solution, était aussi située à la surface. Il existerait donc deux couches de charges, de polarités opposées, séparées par une distance de l'ordre de grandeur d'un diamètre moléculaire. Cette couche est modélisée par un condensateur linéaire.

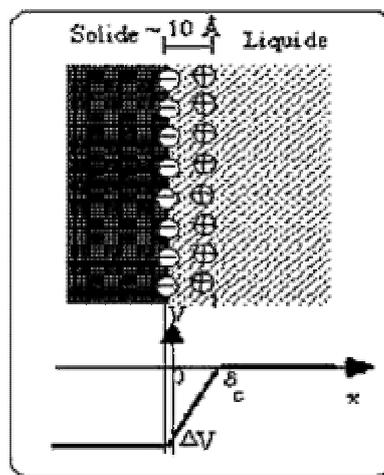


figure 1.6 : Modèle de Helmholtz

2.3.1.2 Théorie de Gouy et Chapman (1910) dite de « la couche diffuse »

Dans cette deuxième théorie, on suppose que les ions sont soumis aux forces d'attraction dues à la paroi chargée et également à l'agitation thermique. Par conséquent les charges sont réparties de manière plus diffuse dans le liquide et sont mobiles. Cette répartition va engendrer une variation exponentielle du potentiel interne.

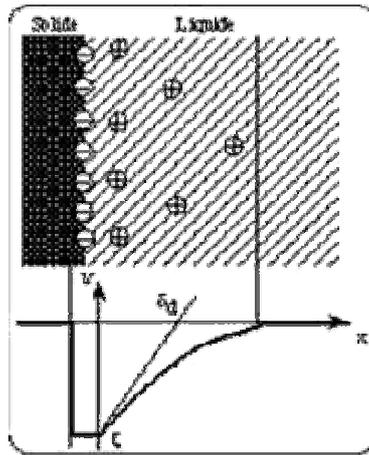


figure 1.7 : Modèle de Gouy et Chapman

2.3.1.3 Théorie de Stern et Graham dite de « double couche électrique »

C'est la théorie retenue aujourd'hui. Cette théorie est basée sur un compromis entre les deux précédentes, c'est-à-dire qu'on suppose que lorsqu'il y a contact entre un liquide et un solide, il y a formation de deux couches. La première, dite couche compacte, contient des charges immobiles très difficiles à déplacer. Cette couche a une épaisseur de l'ordre du diamètre moléculaire. L'autre couche est la couche diffuse décrite par Gouy et Chapman, qui contient des charges libres faciles à déplacer. Les deux couches sont séparées par un plan dit plan de Debye. Deux paramètres sont définis dans ce modèle : le potentiel zêta (ζ), qui est le potentiel sur le plan de Debye, et la longueur de Debye (λ) qui est l'épaisseur de la couche diffuse. Au delà de la longueur de Debye, on trouve le reste du liquide qui est neutre.

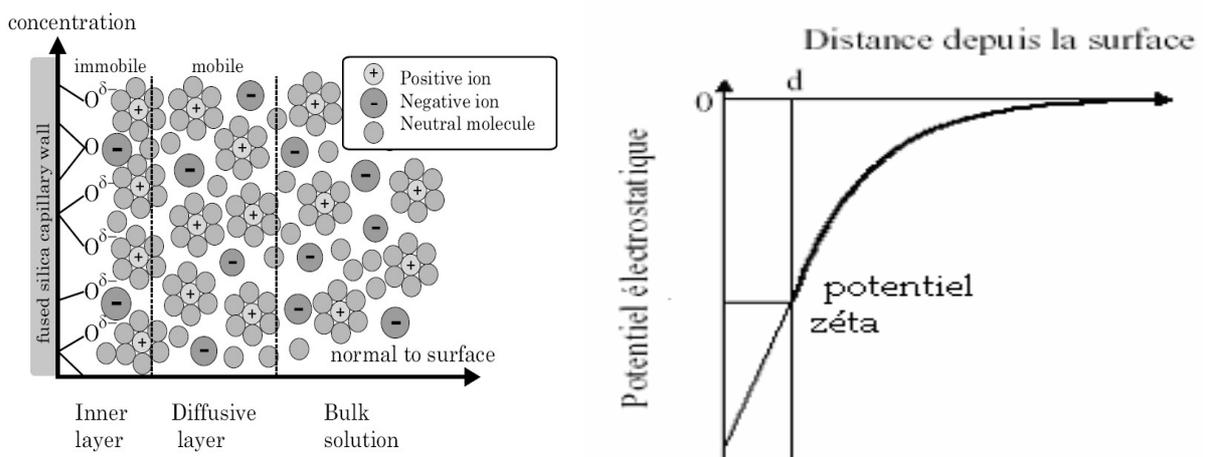


figure 1.8 : Modèle de Stern et Graham [BRA.56]

2.3.2 Potentiel interne et potentiel zêta

D'après Laplace et Poisson, l'existence d'une densité de charges va engendrer une variation du potentiel dont le laplacien est égal à la densité de ces charges sur la permittivité électrique du milieu chargé. Dans notre cas ce potentiel est appelé « potentiel interne ». Il est dû à la double couche électrique dans laquelle la densité de charge diminue exponentiellement sur l'axe normal à l'interface entre le solide et le liquide. La valeur maximale du potentiel interne est le potentiel zêta.

Le potentiel zêta varie fortement avec le pH du liquide, il peut être positif, négatif ou évidemment nul. Si c'est le cas, on dit qu'on travaille au point isoélectrique. Le point isoélectrique dépend de la nature du matériau, il est environ 2 pour la silice [SAN.20] et 8 pour l'alumine [REQ.21] (figure 1.9).

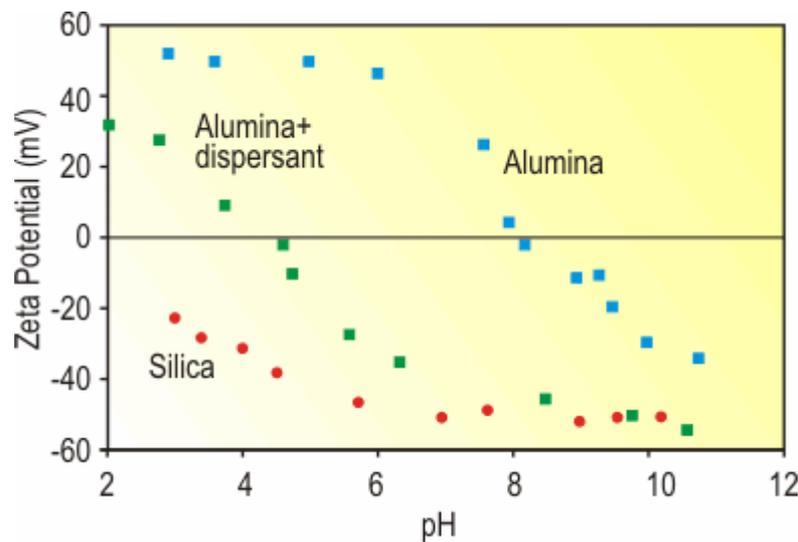


figure 1.9 : Point isoélectrique pour la silice et l'alumine.

Il n'y a pas d'équation analytique qui décrive le potentiel zêta en fonction du pH, mais quelques formules empiriques ont été développées. Yao et coll. [Yao.54] ont donné une formule empirique qui relie le potentiel zêta au pH de la solution et à la concentration ionique pour un couple liquide solide (électrolyte KCl-silice). Cette expression est donnée par la relation suivante.

$$\zeta = (-0.058 \log(pH) + 0.026)(-\log(n))^{1.02} \quad \mathbf{1.40}$$

avec n la concentration des contre-ions.

La valeur du potentiel zêta varie en général entre -150mV et 150 mV [PRO.17] [WAN.22] [BRU.23].

2.3.3 La longueur de Debye

Un deuxième paramètre important pour décrire l'électro-osmose, est la longueur de Debye. Contrairement au potentiel zêta, la longueur de Debye peut être calculée analytiquement avec certaines approximations. Elle est donnée par la relation suivante [PRO.17] :

$$\lambda = \sqrt{\frac{\epsilon k_B T}{2e^2 \cdot z^2 \cdot n}} \quad 1.41$$

avec e la charge d'un électron, n la concentration des contre-ions, z le nombre de valence des contre-ions.

[LAS.24] a montré expérimentalement que la longueur de Debye est fortement variable avec la concentration du contre-ions, mais faiblement variable avec le pH. D'après l'expression de la longueur de Debye, nous constatons que la longueur de Debye varie avec les propriétés physiques du fluide et la température du milieu ainsi qu'avec la concentration ionique.

Pour les conditions normales de température et de pression, la longueur de Debye devient :

$$\lambda = \frac{9.61 \times 10^{-9}}{\sqrt{z^2 \cdot n}} \quad 1.42$$

avec λ en mètres et n en $\text{mol} \cdot \text{m}^{-3}$. Le tableau suivant représente la longueur de Debye pour différents liquides.

tableau 1.1: Calcul analytique de la longueur de Debye pour différents liquides en contact avec la silice.

Liquide	conductivité du liquide ($1/\Omega \cdot \text{m}$)	longueur de Debye (nm)
Electrolyte	$\sim 10^{-1}$	~ 3
	$\sim 10^{-2}$	~ 10
Eau déionisée	$\sim 10^{-4}$	~ 80
Acétone (organique)	$\sim 10^{-6}$	~ 500

2.3.4 Le pompage électro-osmotique

2.3.4.1 Principe

Lorsqu'on applique un champ électrique tangentiel dans la double couche électrique, il crée une force de Coulomb qui agit sur les charges libres et engendre par conséquent le mouvement de ces charges. Via les liaisons visqueuses entre les charges et les molécules du liquide, ce dernier se met par conséquent en mouvement.

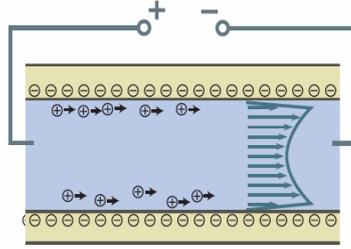


figure 1.10 : Principe du pompage électro-osmotique [BRA.56].

2.3.4.2 Détermination du débit et de la pression électro-osmotiques maximums

Pour déterminer la puissance hydraulique de la pompe électro-osmotique (pression, débit) dans un canal, nous déterminerons d'abord la densité de charge engendrée dans la double couche électrique (DCE) afin de déterminer la force électro-osmotique. Ensuite, nous remplacerons cette force dans l'équation de la quantité de mouvement donnée en (1.9). Nous pourrions alors déterminer le profil de la vitesse.

Dans le modèle de la DCE nous disposons de quatre équations fondamentales :

- l'équation de Poisson-Laplace:

$$\nabla^2 \Psi = -\frac{\rho_E}{\varepsilon} \quad 1.43$$

avec Ψ le potentiel interne dû à la DCE.

- la seconde équation de Poisson :

$$\rho_E = \sum z_i e n_i \quad 1.44$$

- les deux équations de Nernst-Planck :

$$\frac{\partial n_i}{\partial t} + \nabla(J_i^*) = 0 \quad 1.45$$

$$J_i^* = n_i u - D_i \nabla n_i - \frac{z_i e n_i D_i}{k_B T} \nabla \Psi \quad 1.46$$

avec D_i la constante de diffusion massique de l'ion i . La concentration ionique des cations et des anions est donnée par la résolution des équations de Nernst-Planck :

$$n_{\pm} = n \exp\left(\mp \frac{z_i e}{k_B T} \Psi\right) \quad 1.47$$

La seconde équation de Poisson donne la densité de charges :

$$\rho_E = -2 z_i e n \sinh\left(\frac{z_i e \Psi(r)}{k_B T}\right) \quad 1.48$$

Pour $z = 1$ et à la température ambiante, le terme $\frac{k_B T}{z.e} \approx \frac{1}{40} V$ [ATT. 10] [PRO.1713]. En tenant compte de l'approximation de Debye-Hückel ($z.e \ll k_B T$), nous pouvons linéariser la densité de charge avec le potentiel interne de la manière suivante:

$$\rho_E = -\frac{2.z^2.e^2.n}{k_B T} \psi(r) \quad 1.49$$

En introduisant la longueur de Debye, nous trouvons:

$$\rho_E = -\frac{\varepsilon}{\lambda^2} \psi(r) \quad 1.50$$

En remplaçant cette expression dans l'équation de Poisson-Laplace donnée en (1.43) nous trouvons :

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \psi}{\partial r} \right) = \frac{\partial^2 \psi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \psi}{\partial r} = \frac{\psi}{\lambda^2} \quad 1.51$$

En faisant le changement de variable :

$$r^* = \frac{r}{\lambda} \quad 1.52$$

avec r^* la coordonnée radiale normalisée, nous trouvons :

$$r^{*2} \frac{\partial^2 \psi}{\partial r^{*2}} + r^* \frac{\partial \psi}{\partial r^*} - (r^{*2}) \psi = 0 \quad 1.53$$

Cette expression est bien la fonction de Bessel :

$$x^2 y'' + xy' - (x^2 + n^2)y = 0 \quad 1.54$$

avec $n=0$.

La solution de cette équation est donnée par :

$$\psi(r^*) = C_1 I_0(r^*) + C_2 K_0(r^*) \quad 1.55$$

Avec I_0 et K_0 les fonctions de Bessel modifiées du premier et deuxième ordre respectivement.

Pour déterminer C_1 et C_2 nous utilisons les conditions aux limites :

$$\begin{cases} \psi(r^*) \Big|_{r^*=a^*} = \zeta \\ \frac{\partial \psi(r^*)}{\partial r^*} \Big|_{r^*=0} = 0 \end{cases} \quad 1.56$$

avec a^* le rayon normalisé ($a^* = a/\lambda$).

Ceci nous donne alors la solution suivante :

$$\psi(r) = \zeta \cdot \frac{I_0\left(\frac{r}{\lambda}\right)}{I_0\left(\frac{a}{\lambda}\right)} \quad 1.57$$

Considérant un canal cylindrique soumis à un champ électrique tangential E , la force électro-osmotique dans ce canal sera donnée par :

$$F_{EO} = \rho_E \cdot E \quad \mathbf{1.58}$$

En combinant les équations (1.50) et (1.51), nous trouvons:

$$F_{EO} = -\varepsilon \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \psi}{\partial r} \right) \quad \mathbf{1.59}$$

Le potentiel total dans la DCE est la somme du potentiel appliqué et du potentiel interne :

$$\phi(x, r) = V(x) + \psi(r) \quad \mathbf{1.60}$$

$\phi(x, r)$: le potentiel total

$V(x)$: le potentiel appliqué

$\psi(r)$: le potentiel interne

A partir de cette équation nous aurons:

$$\nabla^2 \phi = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \psi}{\partial r} \right) \quad \mathbf{1.61}$$

En reprenant l'équation de bilan de la quantité de mouvement, nous obtenons :

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u}{\partial r} \right) = \frac{\nabla P}{\mu} - \frac{\varepsilon \cdot E}{\mu} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \psi}{\partial r} \right) \quad \mathbf{1.62}$$

Les conditions aux limites sont les suivantes :

$$\begin{cases} \psi(r^*) \Big|_{r^*=a^*} = \zeta \\ \frac{\partial \psi(r^*)}{\partial r^*} \Big|_{r^*=0} = 0 \\ u(r^*) \Big|_{r^*=a^*} = 0 \\ \frac{\partial u(r^*)}{\partial r^*} \Big|_{r^*=0} = 0 \end{cases} \quad \mathbf{1.63}$$

Nous obtenons alors le profil de la vitesse électro-osmotique dans un canal :

$$u(r) = \frac{-a^2}{4\mu} \frac{dP}{dx} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right) - \frac{\varepsilon \zeta \cdot E}{\mu} \left(1 - \frac{\psi(r)}{\zeta} \right) \quad \mathbf{1.64}$$

Le débit est calculé en intégrant le profil de vitesse :

$$Q = \int_0^{2\pi} \int_0^a u(r) \cdot \theta \cdot r \, d\theta \cdot dr \quad \mathbf{1.65}$$

$$Q = \frac{-\pi a^4}{8\mu \cdot l} \Delta P - \frac{\pi a^2 \zeta \varepsilon E}{\mu} \cdot f \left(\frac{a}{\lambda} \right) \quad \mathbf{1.66}$$

Avec :

$$f = \int_0^{a^*} \left(1 - \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)} \right) \frac{2r^*}{a^{*2}} \, dr^* \quad \mathbf{1.67}$$

La fonction f peut être exprimée par :

$$f = 1 - \frac{2 \cdot I_1(a^*)}{a^* \cdot I_0(a^*)} \quad \mathbf{1.68}$$

La variation de la fonction f en fonction de a^* est représentée sur la figure suivante :

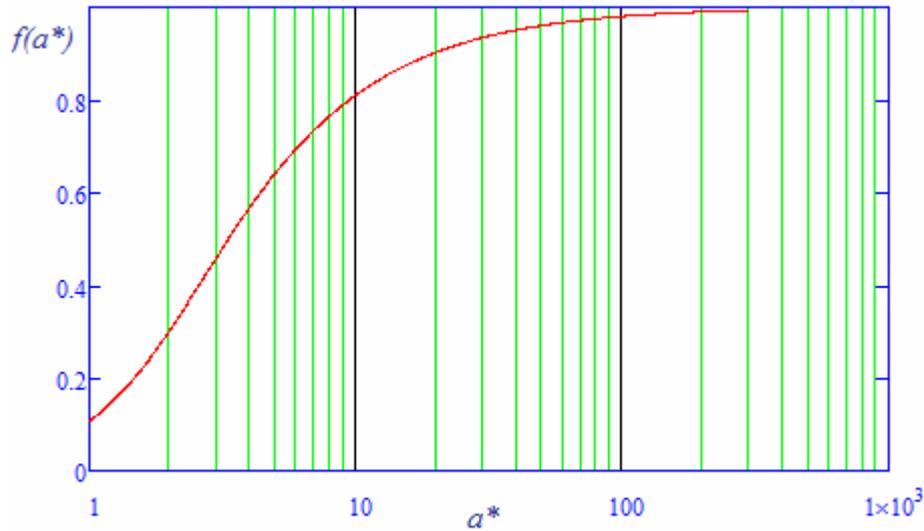


figure 1.11: Variation de la fonction f en fonction de a^*

Nous remarquons que la fonction f est faible pour des conduites dont le rayon est inférieur à environ dix fois la longueur de Debye, et elle est proche de l'unité pour des rayons supérieurs à cent fois cette longueur.

Sachant que le débit maximum est donné pour une différence de pression nulle, et que ΔP_{\max} est donnée pour un débit nul, nous obtenons :

$$Q_{EO_{\max}} = -\frac{\pi a^2 \zeta \epsilon E}{\mu} \cdot f\left(\frac{a}{\lambda}\right) \quad 1.69$$

$$\Delta P_{EO_{\max}} = -\frac{8 \zeta \epsilon E l}{a^2} \cdot f\left(\frac{a}{\lambda}\right) \quad 1.70$$

avec

$$E = -\frac{V}{l} \quad 1.71$$

2.3.4.3 Détermination du rendement (efficacité thermodynamique)

L'efficacité thermodynamique représente la puissance hydraulique générée par la pompe électro-osmotique sur la puissance électrique consommée, elle est donnée par la relation suivante :

$$\eta = \frac{\Delta P \cdot Q}{V \cdot I(\Delta P)} \quad 1.72$$

Pour déterminer l'efficacité thermodynamique il suffit de connaître le courant total consommé par la pompe. Dans une pompe électro-osmotique il y a trois courants prédominants : le courant d'électroconvection, le courant d'électro-migration (ohmique) dû à la conductivité du liquide et le courant de diffusion dû à la différence dans la concentration ioniques. Le troisième étant négligeable devant les deux autres [SAN. 20], [WAN.22], nous obtenons l'expression suivante pour le rendement de la pompe :

$$\eta = \frac{\Delta P_{EO} \cdot Q_{EO}}{V \cdot \left(\iint_S \rho_E(r) * u(r) ds + \iint_S \sigma(r) * E.ds \right)} \quad 1.73$$

2.4 Pompes EHD à induction et à injection

Un troisième type de pompe EHD est la pompe EHD à induction (électro-osmotique haute fréquence). Le principe est basé sur l'application d'un champ électrique hétérogène dans la DCE entre l'électrode et le liquide. Le champ électrique est décomposé en deux grandeurs : le champ normal à la DCE qui va la charger (principe d'un condensateur) et le champ tangentiel qui va agir sur ces charges en créant la force de Coulomb, et par conséquent le mouvement du fluide. Pour obtenir un champ hétérogène on utilise soit deux électrodes différentes (figure 1.12.a), soit des électrodes alimentées avec un déphasage (traveling wave). (figure 1.12.b).

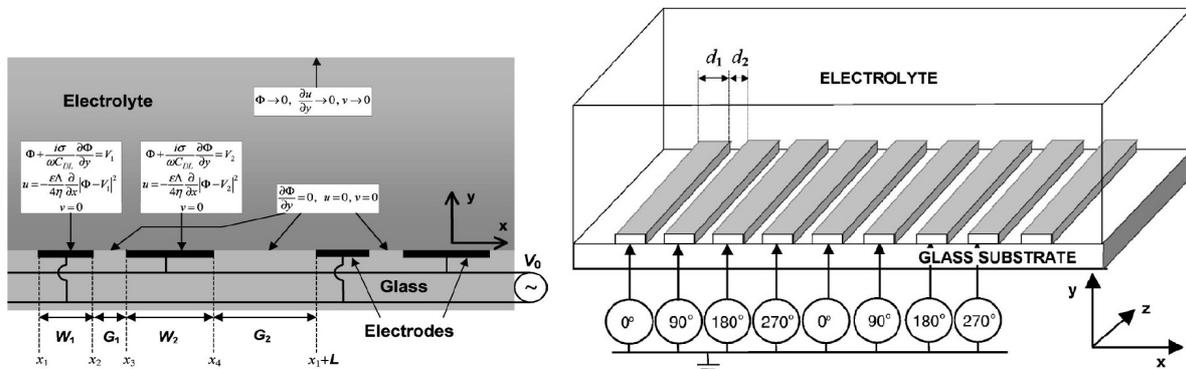


figure 1.12 : Principe des pompes EHD a induction, (a) électrodes différentes, (b) traveling wave.

Des pompes EHD à induction ont été étudiées et réalisées. Le concept du pompage EHD à induction a été présenté par Melcher et coll. [MEL.26] en 1966. En outre, des études théoriques et expérimentales ont été réalisées par Firebaugh et coll. [FIR.27], Wong et coll. [WON.28], Kervin et coll. [KER.29], Seyed-Yagoobi et coll. [SEY. 30] et Chato et coll. [CHA. 31].

Pour les pompes EHD à injection, le principe est basé sur l'injection directe des charges dans le liquide en utilisant une électrode sous forme d'une couronne. Un champ électrique est établi entre cette couronne appelée émetteur, et une autre électrode, appelée le collecteur. Le champ électrique va créer le mouvement de ces charges injectées et par conséquent le mouvement

du fluide. L'injection est connue depuis plus d'un siècle [CHA. 32]. [STU. 33] a fait une étude théorique et expérimentale sur la pompe EHD à injection. Il a présenté une étude théorique appliquée sur les liquides unipolaires. Son expérience vérifie la théorie, mais elle reste limitée au cas statique (non déplacement du fluide). Pichard et coll. [PIC34], [PIC.3536] ont réexaminé les pompes EHD à injection théoriquement et expérimentalement. Ils ont obtenu de nouveaux résultats théoriques pour les cas statique et dynamique. Le tableau suivant représente quelques pompes EHD à induction et à injection publiées depuis 1991.

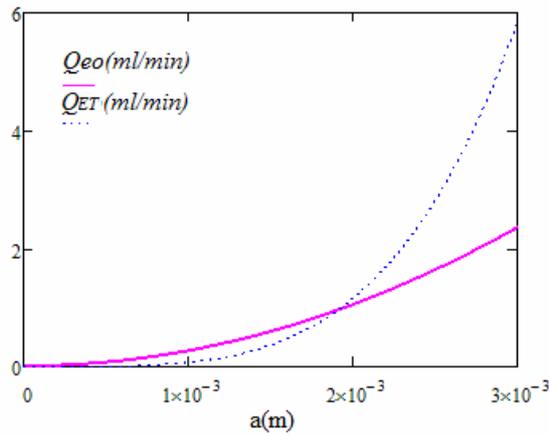
tableau 1.2: Quelques pompes EHD publiées depuis 1991

Auteur	Type de la pompe EHD	Liquide	Volume (mm ³)	Tension (V)	Pm (kPa)	Qm(ml/min)
[FUH. 36]	Induction	Eau	#	40	#	0.002
[FUR. 37]	Injection	Ethanol	#	200	#	0.00012
[WON. 38]	Injection	Propanol	70	120	0.29	#
[AHN. 39]	Injection	Ethyl alcohol	90	100	0.25	0.04
[DAR. 40]	Induction	R-134a	250	120	0.25	#
[DAR. 41]	Injection	3MHFE-7100	640	250	0.78	#

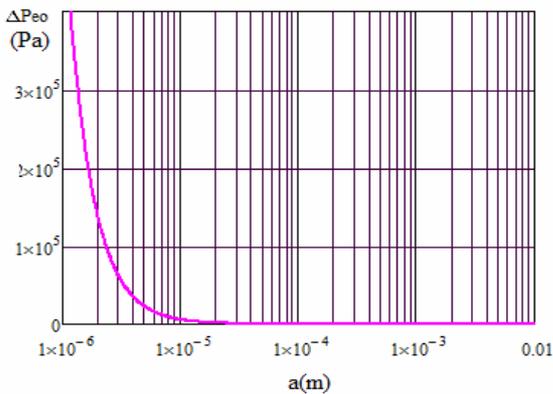
Nous remarquons que les pompes EHD (à induction et à injection) présentent un débit relativement faible comme toutes les pompes électrostatiques et surtout une pression très faible. Nous devons donc choisir entre la pompe électro-osmotique et la pompe électrothermique. Pour ce faire nous allons présenter une comparaison théorique entre deux pompes de même volume et de même puissance d'entrée.

2.5 Comparaison entre pompes électro-osmotiques et électrothermiques

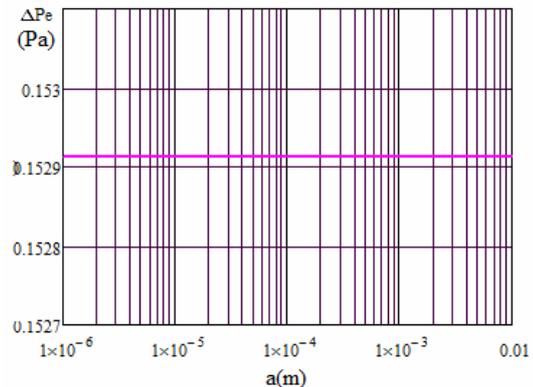
Afin de choisir entre l'électro-osmose et l'électrothermie, nous faisons une comparaison entre deux pompes capillaires. Nous supposons que les deux pompes ont exactement les mêmes dimensions. Les pompes sont alimentées en continu, le matériau de la pompe électro-osmotique est hydrophile (pour assurer l'électro-osmose), et celui de la pompe électrothermique est hydrophobe (pour éliminer l'électro-osmose), et nous utilisons l'eau comme fluide pour les deux cas. Nous supposons également que le gradient de la température dans le cas de l'électrothermie est de 50°C, et que le potentiel zêta dans le cas de l'électro-osmose est de 100mV.



(a) Variation des débits maximum



(b) Variation de la pression maximale électro-osmotique



(c) Variation de la pression maximale électrothermique

figure 1.13: Influence du rayon de la conduite sur le débit et la pression maximum

Les performances des pompes électrothermiques et électro-osmotiques varient en fonction des paramètres géométriques (section et longueur de la conduite) et de la tension d'alimentation. Sur la figure 1.13 nous avons tracé la variation du débit volumique maximum et de la pression maximale engendrés par les deux pompes en fonction du rayon de la conduite. Nous considérons que la tension appliquée est de 1kV et que la longueur de la conduite est de 4cm. Sur la figure 1.13.a, nous remarquons que le débit électro-osmotique est plus élevé que le débit électrothermique pour des conduites de rayons inférieurs à 2mm. Au delà de cette valeur la pompe électrothermique délivre un débit supérieur à celui de la pompe électro-osmotique. Mais l'inconvénient de la pompe électrothermique est la très faible pression maximale qui est inférieure au Pascal (figure 1.13.c) pour n'importe quel rayon. Or la pompe électro-osmotique peut générer des pressions de l'ordre de quelques Atmosphères (figure 1.13.b) pour des conduites capillaires. Cette grande différence dans la pression influe sur le rendement des la pompe. Dans le tableau 1.3, nous pouvons noter que l'efficacité thermodynamique est beaucoup plus élevée dans le cas de l'électro-osmose que pour l'électrothermie.

tableau 1.3 : Performances des deux pompes électro-osmotique et électrothermique, pour $V=1kV$, $a=5\mu m$ et $L=5cm$.

	Pompe électrothermique	Pompe électro-osmotique
Q (mL/min)	$4.5.10^{-11}$	$6.5.10^{-6}$
ΔP (Pa)	0.15	$2.2.10^4$
η (%)	1.7810^{-11}	1.5

Il apparaît que la pompe électro-osmotique est la pompe EHD la plus adaptée pour notre application. Le débit engendré par la pompe électro-osmotique est relativement faible comme toutes les pompes EHD. En revanche, le point fort de la pompe électro-osmotique par rapport aux autres pompes EHD est la très grande pression engendrée dans un petit volume. Ceci a un avantage important pour notre application et plus spécifiquement dans les micros échangeurs. Dans le prochain paragraphe, nous présentons donc une étude bibliographique sur l'électro-osmose.

3 Etude bibliographique sur les pompes électro-osmotiques

L'électro-osmose a été découverte en 1809 par le russe F.F Reuss [PRO.17]. Son application aux dispositifs miniatures de pompage à haute pression a montré un grand intérêt ces trois dernières décennies. En effet, les pompes électro-osmotiques n'ont pas de pièces mobiles, ce qui offre des avantages distincts par rapport aux autres micro-pompes. Ces pompes peuvent être utilisées dans plusieurs applications, comme le refroidissement dans la micro-électronique et dans les applications bioanalytiques [RAM. 42].

Dans ce paragraphe nous allons présenter les différentes pompes électro-osmotiques publiées dans la littérature. Nous commencerons par l'application originale de l'électro-osmose c'est à dire la chromatographie, en présentant les pompes capillaires sans milieu poreux. Dans le but d'augmenter le débit et la pression, des micro-pompes électro-osmotiques capillaires en parallèles ont été développées. Ensuite nous allons présenter les pompes électro-osmotiques poreuses.

3.1 Pompes électro-osmotiques capillaires

Pour une application bioanalytique, [JAC.40] a fabriqué une micro pompe électro-osmotique qui a une section rectangulaire de $5.6\mu m \times 66\mu m$. Cette pompe a été intégrée à l'entrée d'un chromatographe. Elle a fonctionné avec un champ de $163V/cm$ et elle a généré une vitesse maximale de $0,78mm/s$.

Un autre exemple de ce type de pompe et celle de [CHE.37] qui a été publiée en 2002. Sa conception est basée sur une structure planar (figure 1.14.a). Les électrodes sont directement immergées dans les réservoirs. La section de la pompe est de 4 cm de largeur, 1 mm de longueur et de 0,9-1 μm de profondeur. Cette pompe a été testée expérimentalement et elle a généré une pression maximale de 1,5 bar et un débit de 10 $\mu\text{l}/\text{min}$.

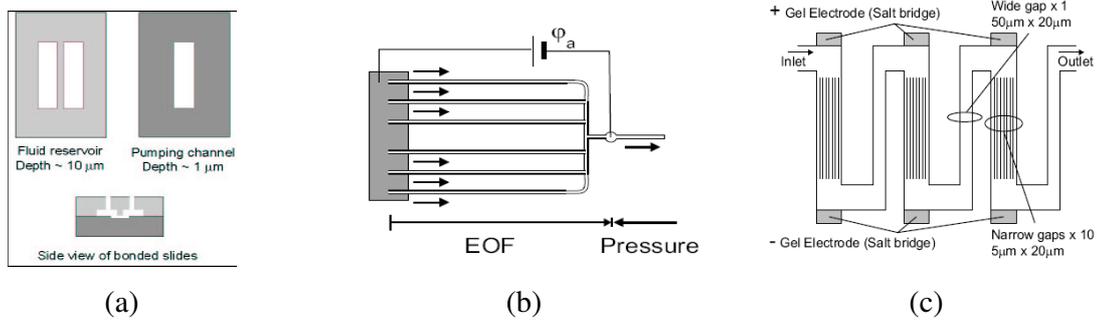


figure 1.14 : Exemples de micro-pompes électro-osmotiques, (a) planar, (b) parallèle et (c) cascade.

3.2 Pompes électro-osmotiques capillaires en parallèle

Un exemple de ce type de pompe est celle de [MOR.38]. Sa conception est basée sur la mise en parallèle de plusieurs micro-pompes électro-osmotiques (figure 1.14.b). Dans ce cas, le débit est augmenté en multipliant le nombre de ces pompes sans changer la tension électrique appliquée. [TAK.39] a monté plusieurs micro pompes en cascade (figure 1.14.c). La pompe est construite en plusieurs parties, chacune contient des micros pompes en parallèles afin d'augmenter le débit. D'autre part, nous voyons qu'il a utilisé des pompes en série afin d'avoir une pression élevée en utilisant une tension faible.

3.3 Pompes électro-osmotiques poreuses

Comme la force électro-osmotique est une force de surface, pour l'augmenter il faut augmenter la surface de contact entre le liquide et le solide. Pour cela, on peut utiliser une structure poreuse. Les pompes électro-osmotiques poreuses sont distinguées par la méthode de fabrication du matériau poreux. Il y a en général trois méthodes pour l'obtenir : la méthode mécanique (tassage), la méthode chimique (à partir d'un sol-gel) et la méthode thermique (frittage). [ZEN.17] a réalisé une pompe électro-osmotique poreuse par le tassage de micro-particules de silice de diamètre 3,5 μm dans un capillaire en silice de diamètre 700 μm . Ces particules sont maintenues par deux filtres en polymère. Il a pu obtenir une pression de 20Atm et un débit de 3,6 $\mu\text{l}/\text{min}$ pour une tension de 2kV. [WAN.14] a réalisé chimiquement la silice

poreuse à partir d'un sol-gel. Cette méthode de fabrication sera détaillée au chapitre 2. Sa pompe est alimentée par une tension de 6kV pour un volume de 3.77 cm³ et elle génère une pression de 3Atm et un débit de 3μl/min.

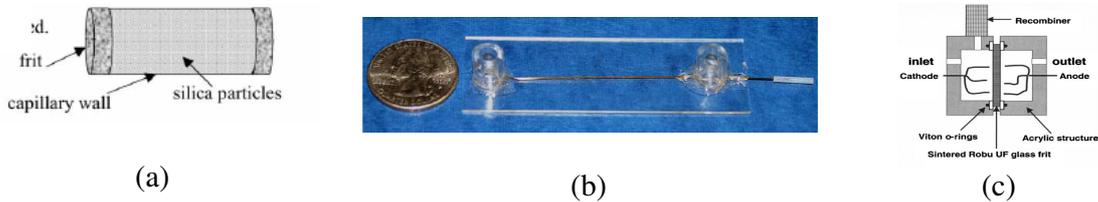


figure 1.15 : Exemples de pompes électro-osmotiques poreuses, (a) tassage, (b) sol-gel, (c) frittage

La troisième méthode de fabrication des matériaux poreux est le frittage. Le frittage est un procédé de fabrication de pièces poreuses par chauffage d'une poudre sans la mener jusqu'à la fusion. Sous l'effet de la chaleur, les grains se soudent entre eux.

[YAO.40] a fabriqué une pompe électro-osmotique basée sur la silice frittée. Sa pompe a un volume de 57 mm³. Cette pompe a été testée avec deux fluides, l'eau déionisée (DI) (pH=5.4) et le tétraborate de sodium Na₂B₄O₇ (pH=8.2). Avec l'eau DI elle a eu un débit de 1ml/min et une pression de 0.25Atm. Par contre, lorsqu'il a utilisé l'électrolyte, le débit a augmenté jusqu'à 7ml/min et la pression jusqu'à 2atm. Dans sa conception les gaz générés par l'électrolyse sont récupérés et recombinaés à l'extérieur de la pompe par un catalyseur (figure 1.15.c).

Un autre exemple est la pompe de [BRA.41], réalisée à base de silice frittée. Le fluide est un électrolyte à base de Na₂B₄O₇. Cette pompe occupe un volume de 4 cm³ est alimentée par une tension de 30 V. Le débit obtenu est de 6μl/min et la pression est de 4.5atm. La conception de la pompe de [BRA.41] est représentée dans la figure 1.16.

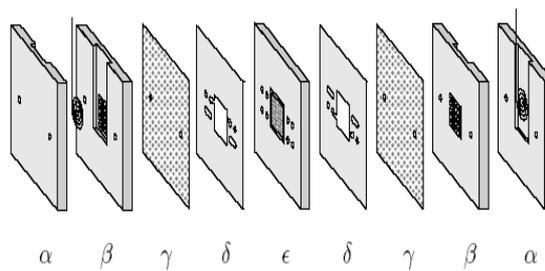


figure 1.16 : Conception de la pompe de Brask [BRA.56]

Dans cette conception il y a plusieurs parties : deux chambres d'électrode (α,β), une membrane d'échange ionique (γ) qui est utilisée pour stabiliser le pH du liquide, un séparateur (δ) et un support pour la silice poreuse (ε). L'écoulement de l'eau est fait entre les éléments γ-γ.

Dans le tableau suivant nous présentons les principales pompes électro-osmotiques fabriquées depuis 1994.

tableau 1.4: Principales pompes électro-osmotiques publiées depuis 1994

Auteur	Type de la pompe électro-osmotiques	Fluide	Volume (mm ³)	Tension(V)	Pmax (kPa)	Qmax (ml/min)
[JAC. 43]	Micro pompe	Eau	#	2700	#	0,00002
[RAM.42]	Micro pompe	Eau/méthanol	1250	2000	#	0,00009
[PAU. 49]	Pompe poreuse (tassage)	Acétone -Eau	120	1500	4000	0,00004
		Buffer		6750	20000	0,0002
[GAN. 50]	Pompe poreuse (frittage)	Buffer		500	150	3
[MCK. 51]	Micro pompe	Buffer	#	40	0	5,4×10 ⁻⁶
[YAO. 47]	Pompe poreuse (frittage)	Buffer	3800	200	250	7
[ZEN.24]	Pompe poreuse (tassage)	Eau	85	2000	2000	0,0036
[TAK. 46]	Micro pompe	Buffer	#	40	5	#
[CHE. 44]	Micro pompe	Eau	9000	1000	33	0,015
[LAS.]	Micro pompe	Buffer	120	400	10	0,014
[ZEN. 52]	Pompe poreuse (tassage)	Eau	1200	1250	250	0,9
[LAS. 5354]	Micro pompe	Buffer	120	400	10	0,17
[YAO.54]	Pompe poreuse (frittage)	Buffer	9500	100	130	33
[WAN.21]	Micro pompe poreuse (sol-gel)	Eau	0,47	6000	3000	0,00029
		Acétone			1500	0,00033
		Buffer			3400	0,00042
[MCK.55]	10 Micros pompes en parallèles	Eau	10 × 10 ⁻⁷	50	#	0,000009
[YAO.56]	Pompe poreuse (frittage)	Buffer	39250	100	1300	33
[BRE.56]	Pompe poreuse (frittage)	Buffer	234	30	4500	0,0006

A partir du tableau 1.4, nous remarquons que pour toutes ces pompes le matériau de base utilisé est généralement le verre (la silice ou le quartz). Les liquides sont plus variés : eau DI, électrolytes et liquides organiques. Nous remarquons que les micros pompes électro-osmotiques (seules ou en parallèle) délivrent des pressions élevées mais aussi des débits très faibles qui ne sont pas suffisants pour le refroidissement des composants de puissance. Les pompes électro-osmotiques poreuses à base de sol-gel ne sont pas adaptées pour les hauts débits à cause de la faible tenue mécanique de la silice poreuse fabriquée chimiquement [WAN.21]. En revanche, elles sont très adaptées pour l'intégration de la pompe électro-osmotique dans les micros échangeurs. Le plus grand avantage des pompes électro-osmotiques à base de matériau fritté est la grande tenue mécanique contre la pression interne dans la pompe. Ceci permet d'augmenter la section et par conséquent de débit de la pompe.

4 Conclusion

Dans ce premier chapitre, nous avons présenté le contexte de cette étude. Notre application se focalise sur le remplacement de la pompe mécanique, utilisée pour le refroidissement par convection forcée des composants de puissance, par une pompe statique fonctionnant à partir du champ électrique. Ensuite nous avons effectué une étude comparative

entre les différentes pompes EHD. Nous avons étudié les pompes électrothermiques, électro-osmotiques, EHD à induction et EHD à injection.

Nous avons montré que la pompe électro-osmotique était la plus adaptée pour notre application grâce à la très grande pression qui peut être générée dans un petit volume. Finalement, nous avons présenté une recherche bibliographique sur les pompes électro-osmotiques. Une étude globale sur les micro et les macro-pompes électro-osmotiques a été effectuée. Nous pouvons dégager de cette étude que la pompe électro-osmotique, basée sur un matériau fritté, est la plus adaptée pour être utilisée dans le cadre du refroidissement des composants de puissance.

CHAPITRE 2 :
MODELISATION ET MISE
EN ŒUVRE D'UNE POMPE
ELECTRO-OSMOTIQUE
POREUSE

CHAPITRE 2 : MODELISATION ET MISE EN ŒUVRE D'UNE POMPE ELECTRO- OSMOTIQUE POREUSE

Liste des figures	36
Liste des tableaux	36
Nomenclature	37
1 Introduction:	38
2 Réalisation du milieu poreux.....	38
2.1 Fabrication chimique d'une matrice poreuse en silice	39
2.2 Le frittage	41
2.3 Modélisation d'un milieu poreux	42
2.3.1 Pression maximale d'une pompe électro-osmotique poreuse	42
2.3.2 Débit maximum d'une pompe électro-osmotique poreuse.....	43
2.3.3 Le rayon de pore effectif d'une pompe électro-osmotique poreuse.....	44
3 Mise en œuvre de pompes électro-osmotiques	44
3.1 Pompe électro-osmotique haute pression	44
3.1.1 Fabrication.....	45
3.1.2 Métrologie et caractérisation de la pompe	46
3.1.2.1 Métrologie	46
3.1.2.2 Résultat et interprétation	46
3.1.2.3 Validation du modèle	48
3.2 Pompe électro-osmotique haut débit	48
3.2.1 Éléments de la pompe	49
3.2.1.1 La céramique frittée	49
3.2.1.1.1 Mesure de la porosité	50
3.2.1.1.2 Mesure de la tortuosité	50
3.2.1.1.3 Mesure du rayon de pore effectif	52
3.2.1.2 Les membranes d'échange ionique.	53
3.2.1.2.1 Rôles des membranes	53
3.2.1.2.2 Technologie des membranes utilisées	54
3.2.1.3 Les collecteurs et les électrodes	54
3.2.1.4 Les supports.....	55
3.2.2 Montage de la pompe	55
3.2.2.1 Prétraitement et rinçage.....	55
3.2.2.2 Fermeture de la pompe	56
3.2.3 Tests expérimentaux.....	56
3.2.3.1 Protocole des tests	56
3.2.3.2 Métrologie	57
3.2.3.2.1 Mesure de la pression maximale	57
3.2.3.2.2 Mesure du débit maximum.....	58
3.2.3.2.3 Les grandeurs électriques	59
3.2.3.3 Résultats et interprétations	59
3.2.3.3.1 Fonctionnement avec différentes céramiques (Tests 1 et 2)	59
3.2.3.3.2 Fonctionnement avec différents liquides (Tests 2, 7 et 8).....	61
3.2.3.3.3 Fonctionnement avec différentes membranes (Tests 2 à 6)	62
3.2.3.3.4 Validation du modèle	64
3.2.3.3.5 Test de durée de vie de la pompe	64
3.2.3.4 Problèmes techniques	65

4	Conclusion.....	66
---	-----------------	----

Liste des figures

figure 2.1 :	Disque poreux.....	39
figure 2.2 :	Structure chimique du TMOS.....	40
figure 2.3 :	La polycondensation du groupe silanol avec le groupe siloxane (a), image MEB de la silice obtenue (b).....	41
figure 2.4 :	Etape intermédiaire du frittage : (a) état initial, (b) matériau poreux et (c) matériau à porosité nulle.....	41
figure 2.5 :	Modèle d'un disque poreux.....	42
figure 2.6 :	Schéma de la pompe électro-osmotique haute pression.....	45
figure 2.7 :	Métrologie de mesure pour la pompe électro-osmotique haute pression.....	46
figure 2.8 :	Courbes tension-courant pour trois liquides.....	47
figure 2.9 :	Diagramme Q- ΔP pour l'eau déionisée à 4, 5 et 6kV.....	47
figure 2.10 :	Comparaison entre les résultats du modèle et ceux de l'expérimentation.....	48
figure 2.11 :	Schéma de la pompe électro-osmotique haut débit.....	49
figure 2.12 :	Disque poreux en céramique frittée.....	50
figure 2.13 :	Technique de mesure de la tortuosité.....	51
figure 2.14 :	Photos microscopiques prises par un MEB pour les deux disques poreux.....	52
figure 2.15 :	Distribution du rayon de pore, (a) disque en silice, (b) disque en alumine.....	52
figure 2.16 :	Les électrodes et les collecteurs de la pompe électro-osmotique.....	55
figure 2.17 :	Mesure de la pression maximum.....	58
figure 2.18 :	Mesure du débit maximum.....	58
figure 2.19 :	Technique de mesure de la tension appliquée aux bornes du disque poreux.....	59
figure 2.20 :	Mesures avec la silice (Test n°1).....	60
figure 2.21 :	Test avec l'alumine, test N°2.....	61
figure 2.22 :	Tests avec le méthanol et l'électrolyte de NaCl.....	62
figure 2.23 :	Courbes des débits maximums et des courants dynamiques en fonction du temps, pour différentes positions des membranes. Tension appliquée de 50V.....	63
figure 2.24 :	Comparaison entre le modèle et les résultats expérimentaux de la pompe électro-osmotique haut débit.....	64
figure 2.25 :	Test de la pompe avec de l'eau déionisée pendant 5 jours, sous une tension de 10V. Test N°2.....	65
figure 2.26 :	Problèmes techniques de la première conception.....	65

Liste des tableaux

tableau 2.1 :	Mesure de la porosité pour six échantillons.....	50
tableau 2.2 :	Mesure de la tortuosité.....	51
tableau 2.3 :	Caractéristiques des membranes d'échange ionique.....	54
tableau 2.4 :	Codes des différentes expériences faites sur la pompe électro-osmotique poreuse.....	57

Nomenclature

A	Section d'un disque poreux (m^2)
A_0	Section totale des pompes capillaire (m^2)
E	Champ électrique pour une longueur l (V/m)
E_0	Champ électrique pour une longueur l_0 (V/m)
$I_{\Delta pm}$	Courant statique (A)
I_{Qm}	Courant dynamique (A)
N	Nombre des pompes capillaires
P	Pression absolu (Pa)
P_0	Pression atmosphérique (Pa)
ΔP	Différence de pression d'une pompe poreuse (Pa)
Q	Débit d'une pompe poreuse (mL/min)
R_c	Rayon d'une conduite (m)
R_p	Résistance du disque poreux mouillé (Ω)
R_v	Résistance du liquide a la géométrie du disque poreux (Ω)
S	Section de la conduite (m^2)
V	Tension (V)
a	Rayon de pore effectif (m)
l	Longueur du disque poreux (m)
l_c	Longueur d'une conduite (m)
l_0	Longueur moyenne parcourue par le liquide (m)
m_m	Masse d'un disque poreux mouillé (kg)
m_s	Masse d'un disque poreux sec (kg)
Δp	Différence de pression d'une pompe capillaire (Pa)
q_m	Débit d'une pompe capillaire (mL/min)
v_T	Volume totale du disque poreux (m^3)
v_0	Volume du liquide (m^3)

Symboles grecs

ε	Permittivité du liquide (C/V/m)
λ	Longueur De Debye (m)
μ	Viscosité (Pa.s)
σ	Conductivité (S/m)
ρ	Masse volumique du fluide (kg/m ³)
ζ	Potentiel Zêta (V)
τ	Tortuosité
Ψ	Porosité

Indices

DCE	Double couche électrique
EO	Electro-osmotique
m	maximum
MEA	Membrane d'échange anodique
MEC	Membrane d'échange cathodique
DC	En continue

1 Introduction:

Dans l'état de l'art présenté précédemment, nous avons conclu qu'une pompe électro-osmotique génère une puissance hydraulique élevée si on utilise un milieu poreux isolant hydrophile. Une manière simple d'obtenir un tel milieu est d'utiliser une céramique poreuse. Dans ce chapitre, nous commencerons donc par présenter ces céramiques. Nous aborderons tout d'abord leurs principales techniques de réalisation. Puis, dans un second temps, nous verrons un modèle simple permettant d'estimer la pression et le débit électro-osmotiques lorsqu'on applique un champ électrique sur ce type de milieu.

La deuxième partie de ce chapitre porte sur la conception de deux pompes électro-osmotiques. La première est une pompe capillaire haute pression basée sur l'utilisation d'une matrice poreuse en silice fabriquée chimiquement et la deuxième est une pompe haut débit basée sur l'utilisation d'une céramique frittée. Dans chaque cas, nous présenterons toutes les parties qui les composent en justifiant le choix du matériau ainsi que la technologie utilisée.

Dans un troisième temps, nous présenterons la métrologie utilisée pour caractériser les deux pompes. La pompe électro-osmotique haute pression a été testée avec trois liquides : l'eau déionisée, le méthanol et l'acétone. La pompe électro-osmotique haut débit qui est basée sur la silice et sur l'alumine frittées a été testée avec l'eau DI, le méthanol et un électrolyte de NaCl. Les résultats obtenus dans tous ces cas seront analysés et discutés. Ensuite nous validerons expérimentalement le modèle proposé. Finalement nous présenterons les problèmes techniques que nous avons eus ainsi que les solutions proposées.

2 Réalisation du milieu poreux

Dans notre étude nous nous intéressons uniquement au cas des milieux poreux perméables, c'est-à-dire aux milieux qui peuvent être traversés par un fluide. Dans notre cas nous considérons que les pores sont remplis avec le fluide utilisé pour le pompage.

Dans toute la suite nous considérons un milieu poreux de forme discoïdale de section A et de longueur l . Nous considérons que l'écoulement de fluide dans ce milieu poreux est axial c'est-à-dire que les électrodes sont disposées de part et d'autre du disque lorsque le disque est utilisé pour pomper.

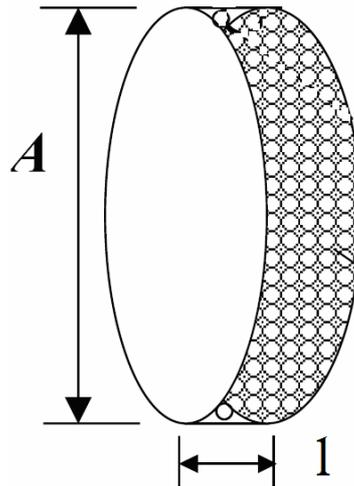


figure 2.1 : Disque poreux

Les paramètres qui caractérisent un milieu poreux sont la porosité, la tortuosité et le rayon de pore effectif. Dans notre cas, la porosité Ψ représente le volume de fluide divisé par le volume total.

$$\Psi = \frac{V_0}{V_T} \quad 2.1$$

avec V_0 et V_T respectivement le volume du fluide et le volume total.

La tortuosité au carré τ^2 est définie comme la longueur moyenne l_0 parcourue par le fluide divisée par la longueur réelle du disque.

$$\tau^2 = \frac{l_0}{l} \quad 2.2$$

Le dernier paramètre du milieu poreux est le rayon de pore effectif a qui représente le rayon équivalent moyen des pores traversés par le fluide.

La réalisation de la céramique poreuse peut être soit chimique, soit mécanique ou encore thermique. Nous allons présenter par la suite les méthodes chimique et thermique que nous avons utilisées pour réaliser nos prototypes.

2.1 Fabrication chimique d'une matrice poreuse en silice

Nous allons présenter une méthode pour obtenir de la silice poreuse en nous référant aux procédures de C.L. Rice et coll. [RIC.54] et M.-S Chun et coll. [CHU. 55].

Pour fabriquer chimiquement une matrice poreuse en silice, nous avons besoin essentiellement de trois éléments : le TMOS (Tetraméthoxysilane), le PEG (polyéthylène glycol ou Macrogol) et l'acide acétique qui est utilisé pour accélérer les réactions chimiques.

Le TMOS est à l'origine de la silice, c'est un composé chimique liquide de formule $\text{Si}(\text{OCH}_3)_4$. La structure chimique du TMOS est représentée sur la figure 2.2 [SAK.52].

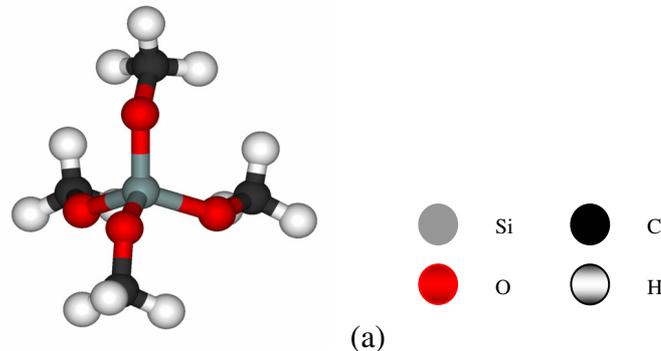


figure 2.2 : Structure chimique du TMOS

Le principe de la procédure de fabrication est basé sur la suppression par des réactions chimiques du groupe CH_3 du TMOS. Le temps total de cette procédure est d'environ trente heures.

La fabrication est divisée en trois étapes : l'hydrolyse du TMOS, la condensation et la polycondensation. A la phase d'hydrolyse du TMOS, le groupe alcoxyde ($-\text{OCH}_3$) sera remplacé par celui d'hydroxyle ($-\text{OH}$). A la phase de la condensation, deux groupes silanols ($\text{Si}-\text{OH}$) sont fusionnés pour former un groupe siloxane ($\text{Si}-\text{O}-\text{Si}$) et de l'eau. Finalement à la polycondensation, un groupe de siloxane est associé avec six groupes de silanol afin de former une matrice de silice (figure 2.3.a). Le détail de ces procédures est présenté en Annexe 1.

La figure 2.3.b représente une image MEB de la silice obtenue. Nous remarquons l'homogénéité de la matrice de silice qui est très poreuse. Le rayon effectif des pores obtenus peut être estimé entre 3 à 5 μm . Dans notre cas la silice monolithique aura plus de cotés actifs sur sa surface que la silice ordinaire, et par conséquent plus de groupes silanol ionisables peuvent être générés et donc plus de densité de charge surfacique peut être produite. Nous rappelons qu'une forte densité de charge de surface peut produire une puissance hydraulique plus élevée ce qui présente un avantage pour la silice monolithique. Mais son grand inconvénient est la faible tenue mécanique qui empêche la réalisation de pièces cylindriques dont l'épaisseur est faible.

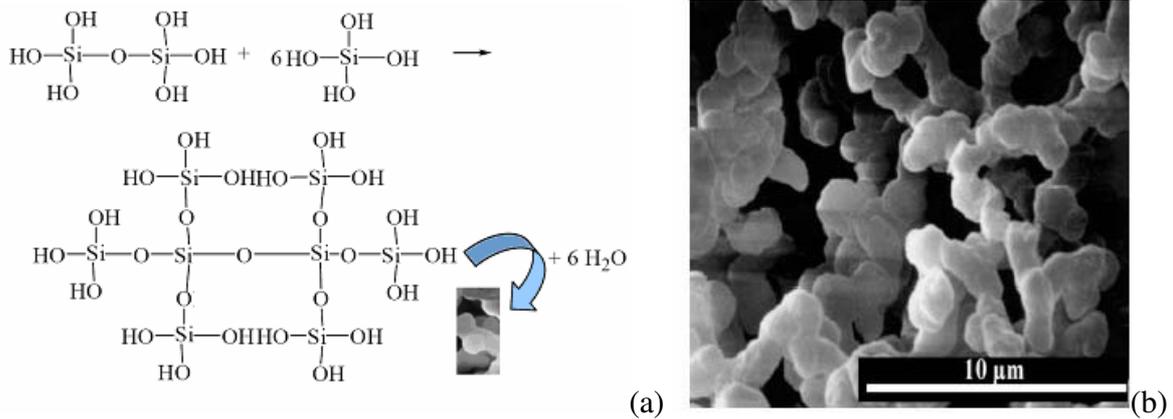


figure 2.3 : La polycondensation du groupe silanol avec le groupe siloxane (a), image MEB de la silice obtenue (b)

2.2 Le frittage

Le frittage est un procédé de fabrication de pièces consistant à chauffer une poudre sans la mener jusqu'à la fusion. Sous l'effet de la température, les grains se soudent entre eux, ce qui forme la cohésion de la pièce. Sur la figure 2.4, nous voyons les étapes intermédiaires du frittage, une poudre de particules en silice (figure 2.4.a) est chauffée jusqu'à l'obtention de silice poreuse (figure 2.4.b). Si la silice poreuse est soumise soit à une augmentation de température (sans atteindre la température de fusion) soit à un temps d'échauffement plus important, alors les pores se ferment et la silice frittée obtenue a une porosité nulle (figure 2.4.c). Les techniques du frittage sont présentées en Annexe 2.

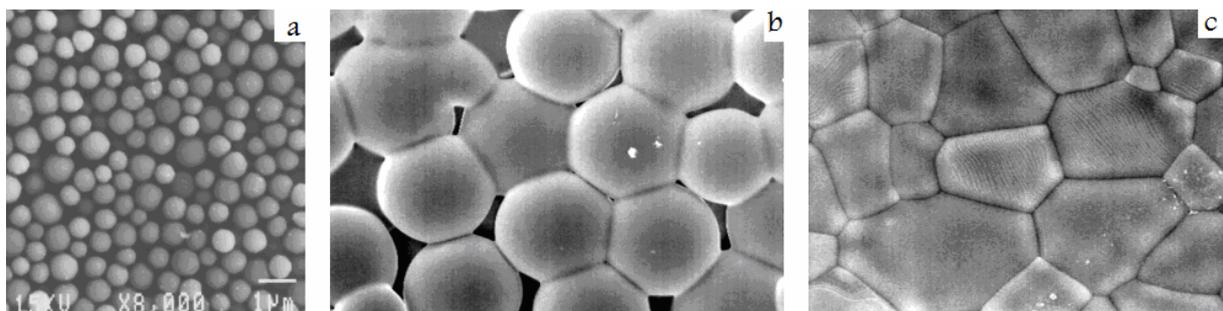


figure 2.4 : Etape intermédiaire du frittage : (a) état initial, (b) matériau poreux et (c) matériau à porosité nulle

Dans notre cas nous avons utilisé des céramiques frittées utilisées dans les filtres. Ces céramiques sont adaptées à l'électro-osmose grâce à leur isolation électrique et leur hydrophilité.

2.3 Modélisation d'un milieu poreux

Comme nous l'avons dit dans le premier chapitre, l'utilisation d'un milieu poreux dans les pompes électro-osmotiques augmente la surface de contact entre la céramique et le liquide et donc augmente la densité de charge et par conséquent la puissance hydraulique. Mais la structure géométrique complexe du milieu poreux complique l'étude des pompes électro-osmotiques poreuses. Nous proposons un modèle dans cette partie. Les paramètres de l'étude sont : la section A , l'épaisseur l , la porosité Ψ , la tortuosité τ et le rayon de pore effectif a .

Le modèle que nous proposons est basé sur la représentation du disque poreux par plusieurs canaux en parallèles (figure 2.5). Nous supposons que chaque canal a un rayon égal au rayon effectif de pore a et une longueur l_0 .

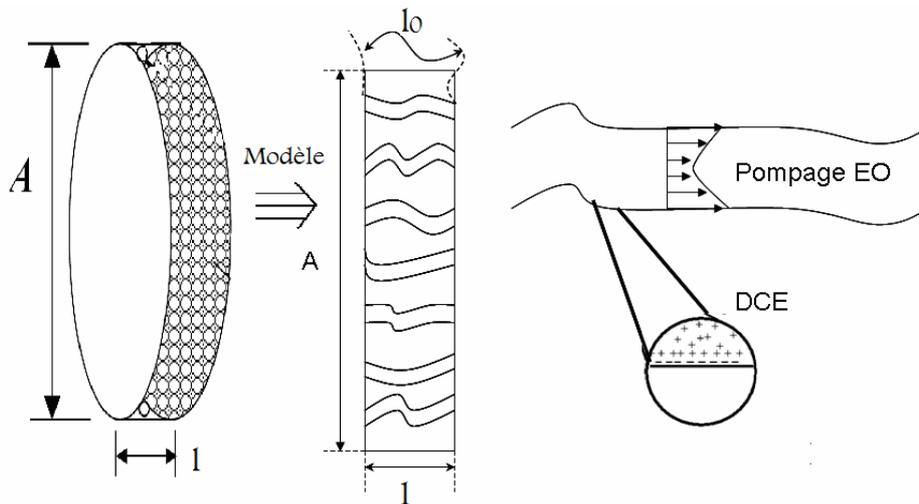


figure 2.5 : Modèle d'un disque poreux

2.3.1 Pression maximale d'une pompe électro-osmotique poreuse

Afin d'étudier l'électro-osmose dans un milieu poreux, nous allons réutiliser l'étude des écoulements dans une pompe capillaire qui a été présentée dans le premier chapitre. Le modèle de la pompe poreuse dérive ensuite de la mise en parallèle de plusieurs pompes.

Rappelons le débit maximum et la pression maximale pour une pompe capillaire de rayon a et de longueur l_0 soumise à un champ E_0 , donnés dans le chapitre 1 :

$$q_m = -\frac{\pi a^2 \zeta \epsilon E_0}{\mu} \cdot f\left(\frac{a}{\lambda}\right) \quad 2.3$$

$$\Delta p_m = -\frac{8 \zeta \epsilon E_0 l_0}{a^2} \cdot f\left(\frac{a}{\lambda}\right) \quad 2.4$$

avec

$$E_0 = \frac{V}{l_0} = \frac{El}{l_0} = \frac{E}{\sqrt{\tau}} \quad 2.5$$

Les pompes capillaires étant en parallèle, la pression maximale aux bornes du disque poreux est la même que celle fournie par une pompe capillaire seule.

$$\Delta P_m = \Delta p_m = -\frac{8\zeta\epsilon El}{a^2} \cdot f\left(\frac{a}{\lambda}\right) \quad 2.6$$

Cette équation montre que la pression générée par une pompe électro-osmotique poreuse est plus importante pour des rayons de pore effectifs plus faibles. Nous remarquons que l'élément actif dans l'expression de la pression est la tension imposée au disque ($V=E.l$) et non le champ électrique.

2.3.2 Débit maximum d'une pompe électro-osmotique poreuse

Le débit maximum total est donné par la somme des débits produits par chaque pompe capillaire.

$$Q_m = N \cdot q_m \quad 2.7$$

avec N, le nombre équivalent de capillaires dans le disque. Ce nombre peut être déterminé par la relation suivante :

$$N = \frac{A_0}{\pi a^2} \quad 2.8$$

avec A_0 , la section totale des capillaires.

Nous introduisons la porosité donnée en (2.1) et la tortuosité donnée en (2.2)

$$\Psi = \frac{A_0 l_0}{Al} = \frac{A_0 \sqrt{\tau}}{A} \quad 2.9$$

N deviendra donc :

$$N = \frac{\Psi A}{\sqrt{\tau} \pi a^2} \quad 2.10$$

Finalement le débit total donné par une pompe électro-osmotique poreuse sera égal à :

$$Q_m = -\frac{\Psi A \zeta \epsilon E}{\mu \cdot \tau} f\left(\frac{a}{\lambda}\right) = -\frac{\Psi \zeta \epsilon VA}{\mu \cdot \tau l} f\left(\frac{a}{\lambda}\right) \quad 2.11$$

Dans l'expression du débit maximum, nous remarquons que ce dernier augmente lorsque la section du disque poreux croît. Il est à noter que l'élément actif dans l'expression du débit est le champ électrique dans le disque poreux à un $\sqrt{\tau}$ près. Il est aussi à noter que, pour une tension donnée, le débit est identique pour le même rapport $\frac{A}{l}$. Autrement dit, en diminuant la section et la longueur du disque par le même facteur alors le débit reste inchangé. Cela peut laisser penser qu'il est possible de minimaturiser ce type de pompe.

2.3.3 Le rayon de pore effectif d'une pompe électro-osmotique poreuse

A partir des relations (2.6) et (2.11) nous avons une expression du rayon de pore effectif en fonction du débit maximum et de la pression maximale.

$$a = \sqrt{\frac{Q_m}{\Delta P_m} \cdot \frac{8l\mu\tau}{\Psi A}} \quad 2.12$$

L'équation (2.10) montre que le rayon de pore effectif a peut être déterminé expérimentalement en mesurant le débit et la pression maximums. Nous pouvons remarquer dans cette expression que le potentiel Zêta n'intervient pas ce qui est intéressant car cette caractéristique est assez difficile à mesurer.

Pour valider cette modélisation nous allons présenter les prototypes réalisés.

3 Mise en œuvre de pompes électro-osmotiques

Deux pompes électro-osmotiques ont été réalisées, une pompe haute pression basée sur l'utilisation d'une matrice en sol-gel et une pompe haut débit utilisant une céramique frittée. La pompe électro-osmotique haut débit est dimensionnée pour être utilisée dans le refroidissement des composants de puissance.

3.1 Pompe électro-osmotique haute pression

Cette pompe n'est pas faite pour notre application principale du refroidissement des composants de puissance, elle fait partie du travail de collaboration avec l'Université de Notre Dame. Le principe de cette pompe est basé sur l'injection du sol-gel dans un tube capillaire en silice.

3.1.1 Fabrication

La figure 2.6 montre le schéma de la pompe électro-osmotique haute pression assemblée. Un tube en silice de diamètre interne 100 μm a été utilisé comme support de la matrice monolithique de la pompe. Avant le remplissage, ce tube doit être rincé pendant 30min par 1M d'hydroxyde de sodium puis par 0.1M d'acide chlorhydrique pendant 30min et enfin par de l'eau DI à 20°C pendant 30min. Ensuite le capillaire est rincé par de l'acétone pendant 30min puis il est mis dans une étuve à 105°C pendant 2 heures pour éliminer tous les liquides à l'intérieur du capillaire. Ce prétraitement est nécessaire pour enlever toutes les impuretés dans le tube et pour activer la surface intérieure pour la réaction avec le sol-gel.

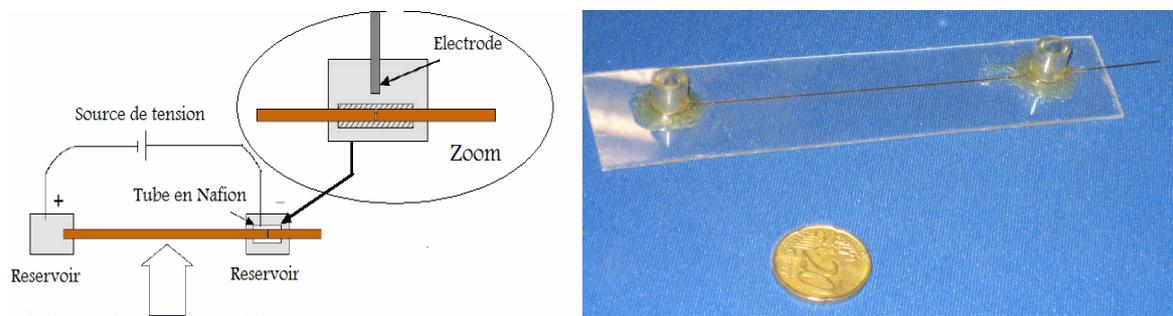


figure 2.6 : Schéma de la pompe électro-osmotique haute pression

Après prétraitement du tube en silice, il doit être rempli par le sol-gel (qui est ici le TMOS) après la phase de la condensation. Ensuite le tube est mis dans une étuve thermique. Une longueur de 6cm de ce tube rempli par une matrice en silice est collée sur une plaque en PVC. Un des cotés est relié à un autre tube (non rempli) via un tube en Nafion qui est une membrane d'échange protonique (le principe de cette membrane et son rôle seront décrits plus tard). Finalement deux tubes en PVC de diamètre 5cm sont coupés et collés sur les extrémités du tube pour former les réservoirs de la pompe. Le champ électrique est appliqué entre deux électrodes en platine immergées dans les réservoirs.

La génération de bulles par électrolyse est fatale pour les micros canaux. Une fois que les bulles de gaz envahissent le canal, elles demandent une grande pression pour être déplacées (environ 1atm) [TAK.61]. Les bulles peuvent être également regroupées et bloquer le courant électrique. La membrane de Nafion est perméable aux protons et empêche l'invasion des bulles dans le canal, mais assure le parcours du courant électrique entre le capillaire et la cathode qui est en dehors de la chaîne de l'écoulement.

3.1.2 Métrologie et caractérisation de la pompe

Pour caractériser la pompe nous avons besoin de connaître la puissance d'entrée (électrique) et la puissance de sortie (hydraulique).

3.1.2.1 Métrologie

La métrologie utilisée est représentée sur la figure 2.7. Pour mesurer la puissance d'entrée, un voltmètre est utilisé pour mesurer la tension appliquée entre les réservoirs, un milliampèremètre est mis en série avec la pompe. La puissance hydraulique de sortie est déterminée par la mesure du débit et de la pression délivrés par la pompe. La sortie de la pompe est connectée à un tube en verre de section S et de longueur x_0 qui est filmé par une caméra optique.

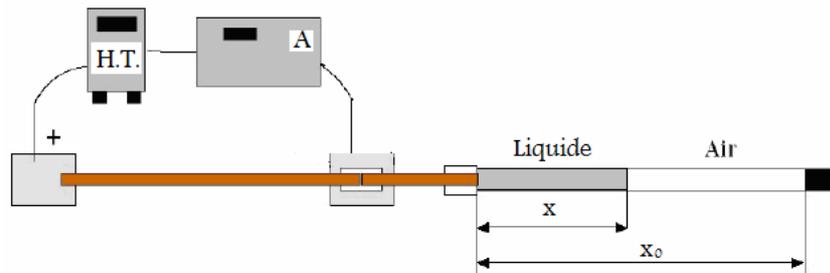


figure 2.7 : Métrologie de mesure pour la pompe électro-osmotique haute pression.

Le débit est déterminé par la mesure du déplacement du liquide x en fonction du temps en laissant la sortie du tube ouvert.

$$Q = S \cdot \frac{dx}{dt} \quad 2.13$$

La pression est mesurée en fermant la sortie du tube et elle est déterminée par la relation (2.14), en supposant que l'air est un gaz parfait.

$$P = P_0 \frac{x_0}{x_0 - x} \quad 2.14$$

P_0 est la pression atmosphérique.

3.1.2.2 Résultat et interprétation

La pompe a été testée avec plusieurs liquides : l'eau DI, un mélange de méthanol et d'eau déionisée, et l'acétonitrile. Ces trois liquides ont été choisis en raison de leurs larges applications dans les μ -TAS (micro total chemical analysis system). Durant tous les tests,

aucune bulle n'a été observée dans le circuit hydraulique. Une courbe courant-tension pour l'eau DI, l'acétonitrile et le mélange méthanol/eau, est présentée sur la figure 2.8. Ces mesures ont été effectuées sans charge extérieure (débit maximum).

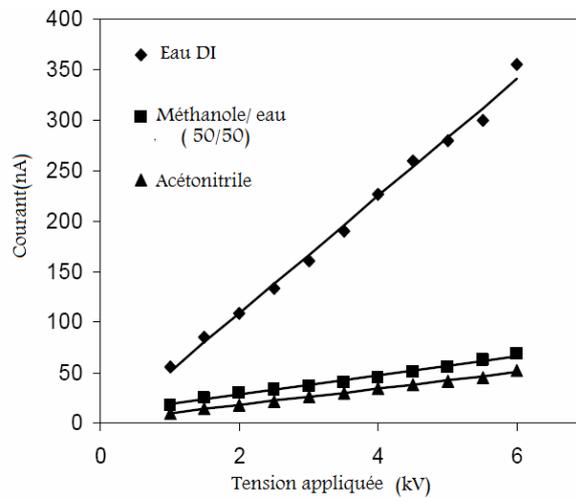


figure 2.8 : Courbes tension-courant pour trois liquides

L'acétonitrile et le méthanol ont une conductivité d'environ $1\mu\text{S/m}$ c'est-à-dire sept fois plus faible que celle de l'eau déionisée ce qui explique la différence au niveau des courants.

La figure 2.9 montre la variation du débit en fonction de la pression en utilisant l'eau DI comme liquide de fonctionnement pour trois tensions appliquées 4, 5 et 6kV. Nous remarquons que la variation est quasiment linéaire et vérifie l'hypothèse donnée en (1.35). Pour une tension appliquée de 6kV, le débit et la pression maximums sont égaux à $2.9\mu\text{l/min}$ et 3.1Atm respectivement avec un courant consommé de 150nA ce qui donne une efficacité thermodynamique de 0.4%.

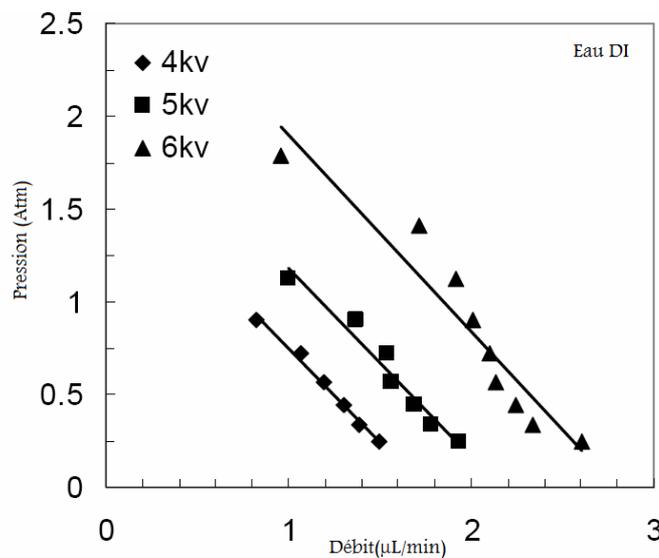


figure 2.9 : Diagramme Q-ΔP pour l'eau déionisée à 4, 5 et 6kV

3.1.2.3 Validation du modèle

Afin de valider le modèle, nous allons comparer la pression maximale, le débit maximum et le rayon de pore effectif donnés par le modèle avec ceux mesurés expérimentalement (figure 2.9). Le liquide utilisé est de l'eau déionisée ce qui donne une longueur de Debye d'environ $0.3\mu\text{m}$. Le rayon effectif moyen des pores est mesuré à $4\mu\text{m}$. La fonction f est donc égale à $0,85$. La porosité et la tortuosité sont égales à $0,4$ et 1 respectivement. La forte densité de charge surfacique de la structure monolithe donnera un zêta d'environ 190mV . La comparaison entre les résultats du modèle et ceux de l'expérimentation est donnée sur la figure 2.10.

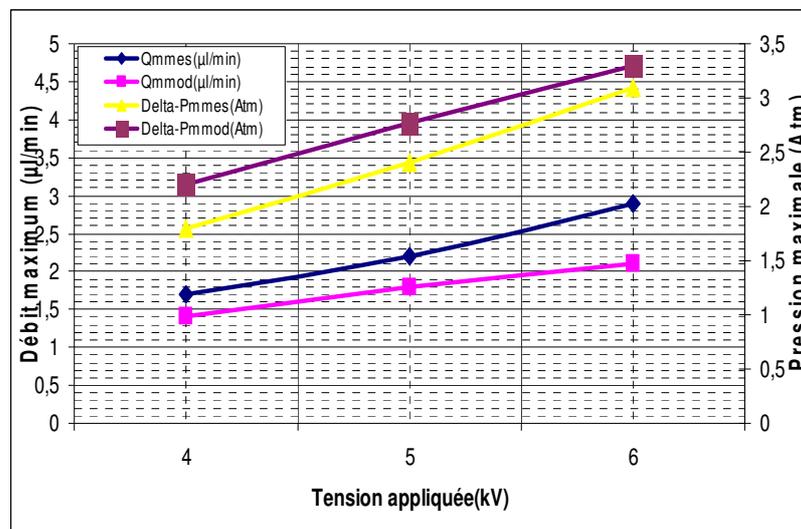


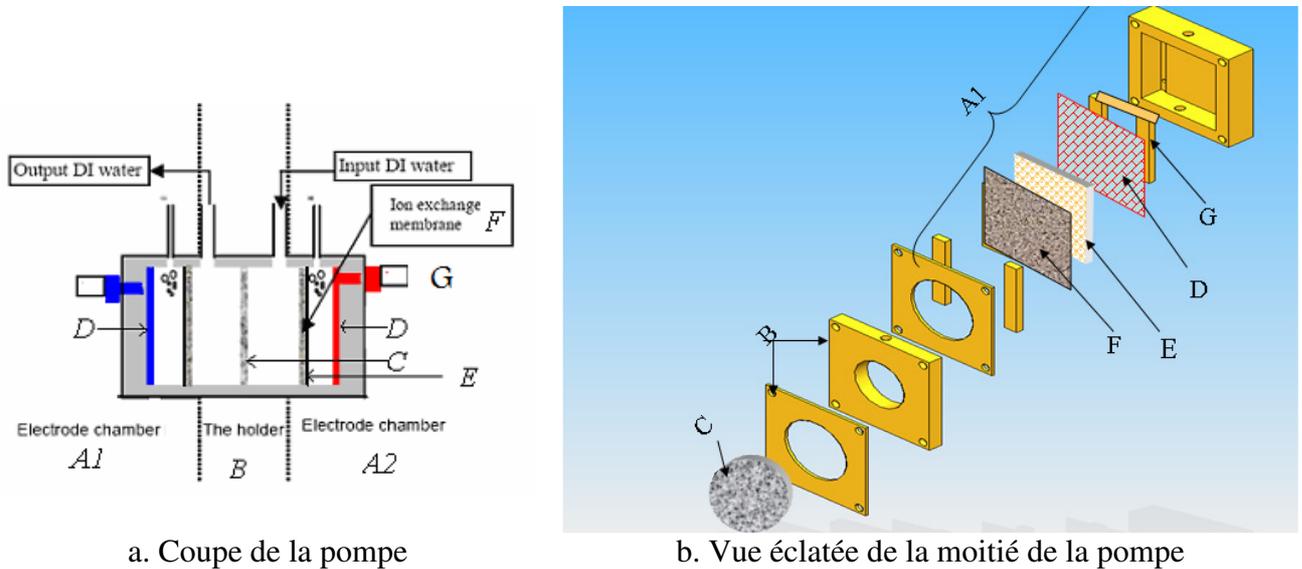
figure 2.10 : Comparaison entre les résultats du modèle et ceux de l'expérimentation

La figure 2.10 montre que les valeurs mesurées expérimentalement sont proches de celles données par le modèle avec des erreurs entre 6 à 15%. Cette erreur est due aux pertes ohmiques dans les réservoirs, aux erreurs de mesure et également à certains paramètres mal estimés.

3.2 Pompe électro-osmotique haut débit

Une pompe cylindrique poreuse haut débit doit avoir une faible épaisseur et une section importante. La matrice monolithique fabriquée à partir du sol-gel ne peut donc pas être utilisée dans une pompe haut débit à cause de sa faible tenue mécanique. De son côté, la silice frittée est beaucoup plus solide ce qui la rend plus adaptée pour cette application. Dans notre cas nous avons utilisé deux disques en céramique frittée, le premier en silice et le second en

alumine. Le schéma de la pompe électro-osmotique haut débit est représenté sur la figure 2.11.



a. Coupe de la pompe

b. Vue éclatée de la moitié de la pompe

figure 2.11 : Schéma de la pompe électro-osmotique haut débit

Le rôle de chaque élément sera présenté en détail par la suite. Cette pompe est composée de: la chambre d'électrode n°1 (A1), la chambre d'électrode n°2 (A2) et le support (B) de la céramique frittée (C) qui contient également l'entrée et la sortie du liquide. Chaque chambre d'électrode contient un collecteur (G), une électrode (D) et une membrane d'échange ionique (MIE) (F). La membrane d'échange ionique est tenue par un support (E).

3.2.1 Éléments de la pompe

Les éléments essentiels de la pompe électro-osmotique haut débit sont :

- La céramique frittée.
- Les membranes d'échange ionique.
- Les électrodes et les collecteurs.
- Les supports.

Nous allons présenter ces éléments en détail.

3.2.1.1 La céramique frittée

Nous avons utilisé deux types de disque (figure 2.12). Le premier type est en silice poreuse et a été acheté à la société ROBU en Allemagne. Le deuxième type est en alumine poreuse et a été fabriqué par la société SCERAM-CERAMICS en France. Les disques en

silice ont un rayon de 25mm et une épaisseur de 3,5mm. Ceux en alumine ont un rayon de 25mm et une épaisseur de 2mm. Il est à noter que, vu la difficulté d'approvisionnement, nous n'avons pas pu obtenir les disques avec les paramètres que nous souhaitions. Seul le rayon du disque a pu être choisi. C'est pourquoi, ces disques doivent être caractérisés avant leur utilisation. Nous devons donc déterminer leur porosité, leur tortuosité et leur rayon de pore effectif.



figure 2.12 : Disque poreux en céramique frittée

3.2.1.1.1 Mesure de la porosité

A partir de l'expression (2.1), la porosité peut être facilement mesurée en pesant le disque lorsqu'il est sec et lorsqu'il est rempli par un liquide. Elle sera donc donnée par:

$$\Psi = \frac{m_m - m_s}{\rho \cdot l \cdot A} \quad 2.15$$

avec m_m , m_s et ρ la masse du disque mouillé, la masse du disque sec et la masse volumique du liquide mouillant.

Nous avons testé trois échantillons de chaque type de disque, la valeur de leur porosité est présentée dans le tableau 2.1.

tableau 2.1 : Mesure de la porosité pour six échantillons

mat,	D (mm)	L (mm)	ms (g)	mm (g)	Ψ
Alumine seram # 1	50,02	1,99	9,88	11,2	34%
Alumine seram #2	50	2,01	9,98	11,4	36%
Alumine seram #3	49,98	1,99	10,03	11,38	35%
Silice Robus #1	49,96	3,37	8,36	10,95	40%
Silice Robus #2	49,9	3,4	8,56	11,1	39%
Silice Robus #3	49,89	3,47	9,03	11,6	38%

La porosité est donc environ 35% pour le disque en alumine et 39% pour celui en silice.

3.2.1.1.2 Mesure de la tortuosité

La tortuosité est mesurée en se basant sur la relation donnée par Rathore et coll. [RAT.62] en mesurant la résistante électrique R_p du disque poreux rempli par un liquide. Pour cela on applique des électrodes de part et d'autre du disque (le courant d'électro-convection est donc

négligé pour faire cette mesure). Nous enlevons ensuite le disque et nous remplissons la zone entre les électrodes par du fluide. Nous mesurons alors la résistance R_v du fluide. Ces deux résistances sont données respectivement par :

$$R_p = \frac{\rho.l_0}{A_0} \quad 2.16$$

$$R_v = \frac{\rho.l}{A} \quad 2.17$$

Le rapport de ces deux résistances donne

$$\frac{R_v}{R_p} = \frac{\Psi}{\tau} \quad 2.18$$

L'expression de la tortuosité est donc

$$\tau = \frac{\Psi.R_p}{R_v} \quad 2.19$$

La figure suivante monte la technique utilisée pour mesurer la tortuosité. Premièrement le disque (ou une partie du disque) est immergé dans un électrolyte de chlorure de sodium de conductivité $608\Omega/m$.

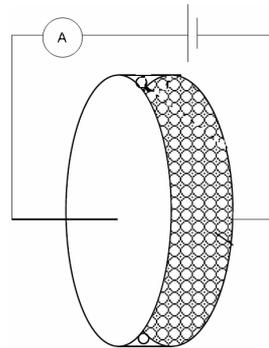
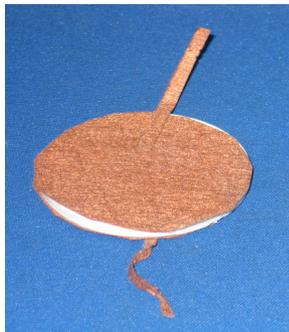


figure 2.13 : Technique de mesure da la tortuosité

Pour mettre en œuvre cette technique, deux plaques collantes en cuivre sont appliquées de chaque coté du disque. Pour avoir un bon contact entre le liquide et le cuivre, ce disque est mis sous pression. La résistance électrique avec le milieu poreux R_p est ensuite mesurée par un multimètre. La résistance électrique sans milieu poreux est déduite analytiquement par la relation (2.17). Finalement nous utilisons la relation (2.18) pour déduire la valeur de la tortuosité. Le tableau 2.2 montre les mesures faites sur les deux types de disque.

tableau 2.2 : Mesure de la tortuosité

Disque	l (mm)	A (cm ²)	ρ ($\Omega.m$)	R_v	R_p	Ψ	τ
Alumine	2,00	19,63	608	619,62	2000	0,35	1,13
Silice	3,50	19,63	608	1084,33	3200	0,40	1,18

La valeur de la tortuosité est de 1,13 et de 1,18 pour l'alumine et pour la silice respectivement.

3.2.1.1.3 Mesure du rayon de pore effectif

Le troisième paramètre important est le rayon de pore effectif. La figure 2.14 montre des photos MEB des deux disques en alumine et en silice.

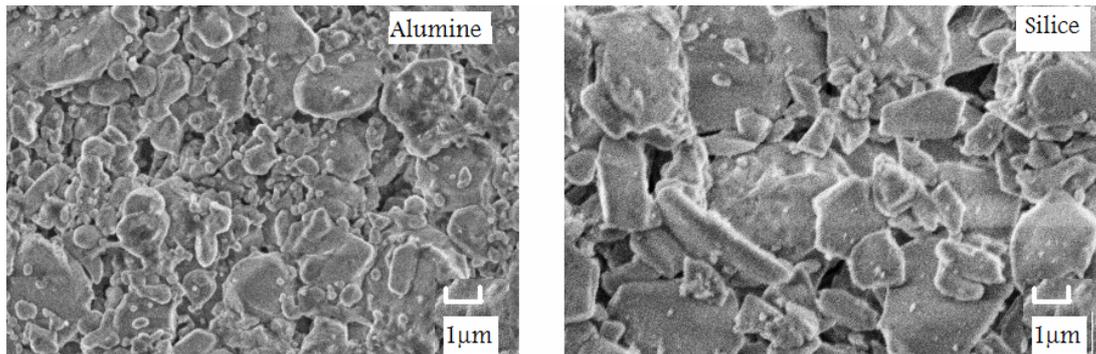


figure 2.14 : Photos microscopiques prises par un MEB pour les deux disques poreux

Sur la figure 2.14, nous remarquons que la silice a un rayon effectif de pore plus grand que celui de l'alumine. Pour les déterminer nous allons utiliser la méthode de porosimétrie à intrusion de mercure (PIM). Cette tâche a été effectuée à l'Ecole Française de Papeterie de Grenoble.

Le principe de cette méthode est basé sur l'injection par plusieurs gammes de pression du mercure dans un échantillon du disque poreux. Chaque variation du volume de mercure correspond à une valeur du rayon effectif des pores. Le principe de cette méthode est détaillé en Annexe 3.

La figure 2.15.a et la figure 2.15.b représentent respectivement la distribution du rayon de pore pour le disque en silice et pour le disque en alumine.

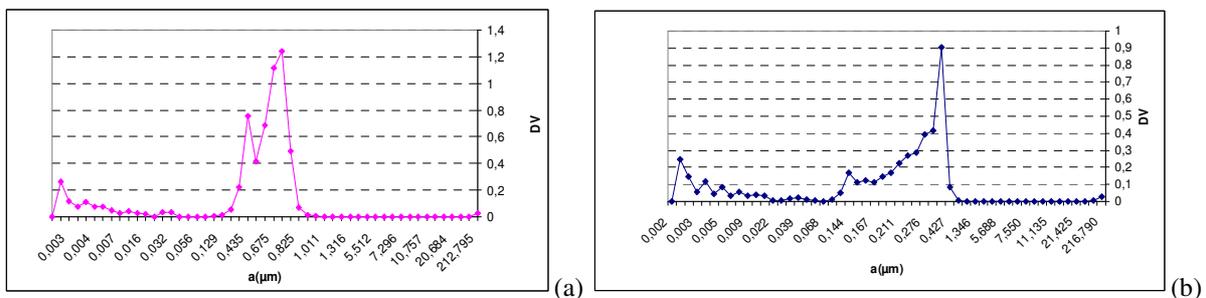


figure 2.15 : Distribution du rayon de pore, (a) disque en silice, (b) disque en alumine.

Nous distinguons trois rayons de pore principaux (0,003 0,169 et 0,342 μm) pour l'alumine et également 3 rayons de pore (0,002 0,435 et 0,742 μm) pour la silice. Les pores prédominants ont un rayon de 0,34 μm pour l'alumine et de 0,75 μm pour la silice. A partir de ces valeurs et en se basant sur les équations (2.6) et (2.11) nous pouvons prévoir que la pression engendrée en utilisant le disque en alumine dans une pompe électro-osmotique sera plus élevée qu'en utilisant la silice. Par contre le débit sera plus élevé en utilisant le disque en silice.

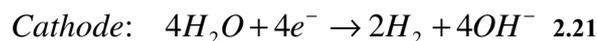
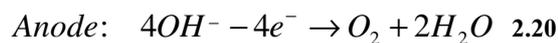
3.2.1.2 Les membranes d'échange ionique.

Un autre élément essentiel de la pompe haut débit est la membrane d'échange ionique. Les membranes d'échange ionique sont des conducteurs ioniques qui ne laissent passer qu'un seul type d'ion : les anions pour les membranes d'échange anodiques (MEA) et les cations pour les membranes d'échange cathodiques (MEC).

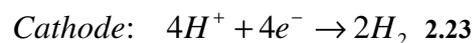
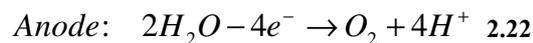
3.2.1.2.1 Rôles des membranes

Une membrane d'échange ionique a deux rôles essentiels : la stabilisation du pH et le blocage des bulles. Si nous considérons deux électrodes immergées dans une électrolyte de pH donné, les réactions chimiques qui peuvent avoir lieu au niveau des électrodes sont :

Pour un $\text{pH} > 7$



Pour un $\text{pH} < 7$



Si le pH est supérieur à 7 à l'anode, le pH aura tendance à baisser en raison de la consommation des ions d'hydroxyde (OH^-). A l'inverse au niveau de la cathode, le pH va augmenter. Cette différence de pH entre l'anode et la cathode va créer la migration des ions d'hydronium (H^+) vers la cathode en passant par la céramique poreuse où il y aura un changement du pH. Et comme le pompage électro-osmotique est fortement variable en fonction du pH du liquide cette migration va modifier les performances de la pompe électro-osmotique. L'utilisation des membranes va bloquer ces ions dans chaque chambre d'électrode et par conséquent stabiliser le pH au niveau des disques poreux. Le deuxième rôle des

membranes qui est également très important est le blocage des gaz générés par électrolyse dans les chambres d'électrode. En effet, avoir des bulles dans le circuit hydraulique peut poser problème puisqu'elles peuvent gêner le passage du fluide..

La membrane doit avoir une faible résistance électrique et une grande tenue mécanique.

3.2.1.2.2 Technologie des membranes utilisées

Nous avons utilisé des membranes d'échange anodique et cathodique qui ont été fabriquées à partir d'un polymère qui a une grande stabilité chimique. Les deux membranes ont été achetées à la société Fumatech@ en Allemagne. Les dimensions actives des deux membranes sont 5cm×5cm. Les caractéristiques chimiques et mécaniques des ces membranes sont présentées dans le tableau 2.3.

tableau 2.3 : Caractéristiques des membranes d'échange ionique.

		MEA	MEC
Sélectivité	%	>0,96	>0,98
résistance électrique	$\Omega.cm^2$	<1	<4
stabilité	pH	0-13	Aq. + acide
épaisseur	mm	0,1–0,13	0,08–0,10
conductance spécifique	mS/cm	>6	>2

La sélectivité des deux membranes est élevée, elle est donnée par 0,96% et 0,98% pour la MEA et la MEC respectivement. Cela signifie que pour la membrane d'échange anodique par exemple seulement 0,96% des cations peuvent la pénétrer. Pour une section de 25cm² la résistance électrique est seulement de 40m Ω pour la MEA et de 160m Ω pour la MEC. Ces valeurs des résistances peuvent être utilisées pour déterminer la chute de tension aux bornes des membranes. Pour un courant de 10mA la chute de tension est seulement de 0.4mV pour la MEA et de 1.6mV pour la MEC. Ces membranes peuvent avoir une conductance jusqu'à 2mS/cm. L'épaisseur des deux membranes est très faible (<0.1mm). Afin que les membranes supportent la haute pression due à l'électro-osmose, elles ont été installées sur une grille en plexiglas. L'activation et le stockage de ces membranes sont présentés en Annexe 4.

3.2.1.3 Les collecteurs et les électrodes

Les collecteurs sont utilisés pour assurer le contact électrique entre les électrodes et l'extérieur de la pompe. Comme le montre la figure 2.16, les collecteurs sont des cadres de côté interne 5cm, de côté externe 6cm et d'épaisseur 1mm Les meilleurs matériaux pour l'électrolyse sont les matériaux inertes comme le platine, l'or, le palladium... mais ces matériaux sont très coûteux, ce qui nous amène à utiliser le cuivre. Afin d'éviter la corrosion

de ces collecteurs, ils ont été recouverts par une couche d'or de 5 μ m. Pour éviter la migration de l'or vers l'intérieur du cuivre, une couche de nickel est mise en place entre la couche d'or et le cuivre. Le dépôt de ces couches a été effectué par la société RADIAL.

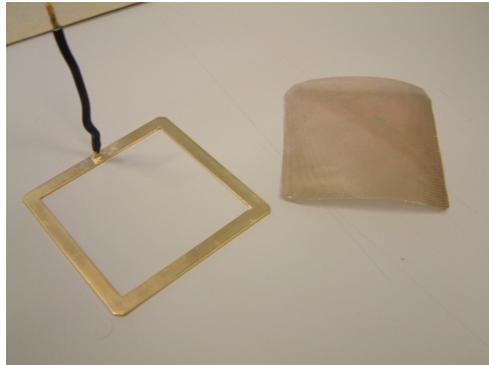


figure 2.16 : Les électrodes et les collecteurs de la pompe électro-osmotique

Les électrodes que nous avons utilisées sont des grilles en cuivre. Les électrodes sont des carrés de 5cm de côté et de 0,5mm d'épaisseur. Ces électrodes ont été achetées à la société PaxiTech. Pour éviter la corrosion, ces grilles ont été dorées comme les collecteurs.

3.2.1.4 Les supports

La pompe contient deux supports des chambres d'électrode et deux supports pour maintenir le disque poreux. Chaque support de la chambre d'électrode contient un support pour la membrane d'échange ionique. Tous les supports sont fabriqués en plexiglas. Ce matériau a été utilisé pour sa solidité, sa transparence, sa facilité d'usinage et son faible coût. Le détail de ces supports est présenté en Annexe 5.

3.2.2 Montage de la pompe

3.2.2.1 Prétraitement et rinçage

Pour assurer le bon fonctionnement de la pompe, elle doit contenir le minimum d'impuretés. Tout d'abord, il faut bien nettoyer le disque poreux avant l'utilisation. Pour ce faire le disque doit être mis dans une solution d'acétone afin de détruire toute impureté organique. Ensuite il est mis dans l'acide chlorhydrique (0,1M) pendant 30min afin d'oxyder la surface de la céramique puis il doit être rincé plusieurs fois à l'eau DI.

La deuxième étape est consacrée au rinçage à l'eau DI de tous les éléments de la pompe (électrodes, collecteurs, membranes...).

3.2.2.2 Fermeture de la pompe

La troisième phase consiste en la fermeture des chambres d'électrode, après le placement des collecteurs et des électrodes dans le support de la chambre d'électrode. Ils sont fixés sur le support de la membrane en mettant du silicone afin d'assurer l'étanchéité de la chambre. Avant le placement de la membrane d'échange ionique, la chambre d'électrode doit être remplie par l'eau DI pour que la membrane ne s'assèche pas.

Les membranes sont donc posées sur leurs supports et fixées par l'un des supports du disque poreux en formant une demi pompe. Après avoir posé le disque poreux dans ses supports, on les entoure de silicone afin d'assurer l'étanchéité. Après la fermeture de la pompe elle sera rincée plusieurs fois en mesurant la conductivité du liquide à l'intérieur jusqu'à atteindre la valeur voulue, la pompe est alors opérationnelle.

3.2.3 Tests expérimentaux

3.2.3.1 Protocole des tests

Les objectifs de ces tests sont :

- Tester le fonctionnement de la pompe avec deux céramiques différentes : silice et alumine.
- Tester le fonctionnement de la pompe avec différents liquides : eau déionisée, électrolyte (NaCl) et liquide organique (méthanol).
- Tester le fonctionnement de la pompe avec les deux types de membrane d'échange ionique : MEA et MEC.
- Valider le modèle de la pompe électro-osmotique poreuse donné précédemment.
- Tester la durée de vie de la pompe.

Le tableau 2.4 récapitule les tests effectués en fonction du type de céramique, de la nature du liquide pompé et en fonction de la nature des membranes d'échange ionique. Dans le tableau 2.4, l'abréviation A-A veut dire qu'on a utilisé deux membranes anodiques, A-C veut dire qu'une membrane anodique a été installée du côté de l'anode et une membrane cathodique du côté de la cathode, C-A représente le cas où la membrane d'échange anodique est installée du côté de la cathode et la membrane cathodique du côté de l'anode. Le cas N-N veut dire qu'aucune membrane n'est utilisée. L'eau DI utilisée a une conductivité de $2\mu\text{S/m}$ et un pH de 6,7. Le méthanol a été testé avec plusieurs concentrations : 10% et 100%, sa conductivité

électrique est de $1\mu\text{S/m}$. L'électrolyte de NaCl a été testé avec plusieurs conductivités : 5, 100, 300 et $500\mu\text{S/m}$.

tableau 2.4 : Codes des différentes expériences faites sur la pompe électro-osmotique poreuse.

Matériau	Silice														
Liquide	Eau DI					Méthanol					NaCl				
MEI	A-A	A-C	C-A	C-C	N-N	A-A	A-C	C-A	C-C	N-N	A-A	A-C	C-A	C-C	N-N
Code	×	×	×	1	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×
Matériau	Alumine														
Liquide	Eau DI					Méthanol					NaCl				
MEI	A-A	A-C	C-A	C-C	N-N	A-A	A-C	C-A	C-C	N-N	A-A	A-C	C-A	C-C	N-N
Code	2	3	4	5	6	7	×	×	×	×	8	×	×	×	×

Grâce à ces tests nous allons faire un bilan de puissance, c'est-à-dire calculer la puissance électrique d'entrée et la puissance hydraulique de sortie. La puissance hydraulique est déduite en mesurant le débit et la pression maximums. La puissance électrique est déterminée en mesurant le courant consommé et la tension appliquée à la pompe. La métrologie utilisée pour mesurer ces puissances est présentée dans le paragraphe suivant.

3.2.3.2 Métrologie

Dans cette étude nous nous basons sur l'expression (1.35) donnée au chapitre 1 qui suppose que le débit est une fonction linéaire de la pression :

$$Q = Q_m \left(1 - \frac{\Delta P}{\Delta P_m}\right) \quad 2.24$$

Le pression maximale est donnée pour un débit nul et vice versa.

3.2.3.2.1 Mesure de la pression maximale

Pour effectuer la mesure de la pression maximale, nous bouchons la sortie de la pompe avec une sonde de pression (figure 2.17). Nous supposons que la pression à l'entrée de la pompe est égale à la pression atmosphérique. Dans ce cas le débit est nul et la pression mesurée est donc la pression maximale qui peut être engendrée par la pompe électro-osmotique à une tension donnée sur les électrodes. Le courant mesuré dans ce mode s'appelle le courant statique.

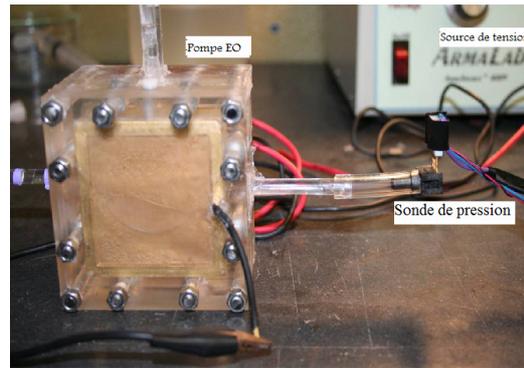


figure 2.17 : Mesure de la pression maximum

3.2.3.2.2 Mesure du débit maximum

La deuxième grandeur à déterminer est le débit maximum engendré par la pompe. Pour mesurer le débit nous pesons le liquide pompé avec une balance. En mesurant la masse en temps réel, nous pouvons déterminer le débit massique et donc le débit volumique. Sur la figure 2.18, nous présentons la méthode de mesure du débit maximum. Le réservoir et la balance sont mis à la même hauteur, la pression sera nulle et par conséquent le débit mesuré est le débit maximum. Le courant consommé par la pompe dans ce cas s'appelle le courant dynamique.

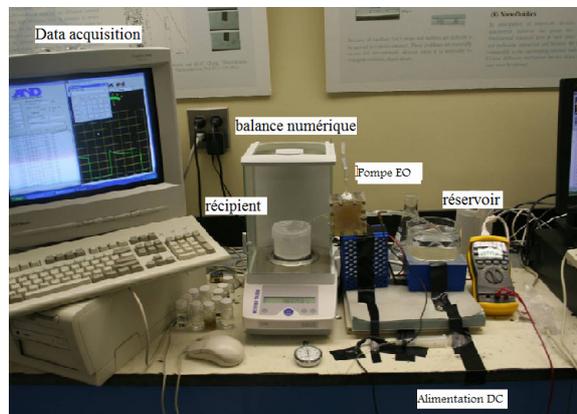


figure 2.18 : Mesure du débit maximum

En réalité la pression n'est pas tout à fait nulle à cause des pertes visqueuses dans les tubes et les réservoirs. Mais elles sont négligeables devant la pression électro-osmotique. Par exemple dans un tube de diamètre $2R_c=1\text{cm}$ et de longueur $l_c=10\text{cm}$ alors les pertes de charge sont données par :

$$\Delta P_{\text{perte}} = \frac{8l_c \mu q_c}{\pi R_c^4} \quad 2.25$$

Pour un débit $q_c=18\text{mL/min}$, alors ces pertes seront $\Delta P_{\text{perte}}=0.12\text{Pa}$ ce qui reste négligeable devant la pression électro-osmotique comme nous le verrons par la suite.

3.2.3.2.3 Les grandeurs électriques

La puissance électrique totale consommée par la pompe électro-osmotique est calculée par la mesure du courant et de la tension appliquée aux bornes de la pompe. Par contre la tension appliquée à la pompe est différente de celle appliquée aux bornes du disque poreux à cause de la distance entre les électrodes et le disque poreux. Donc, afin de valider le modèle nous mesurons la tension aux bornes du disque poreux. Nous avons donc trois grandeurs électriques à mesurer : le courant consommé par la pompe, la tension appliquée à la pompe qui est mesurée par un voltmètre mis en aval avec l'ampèremètre et la tension aux bornes du disque qui est mesurée par la technique présentée sur la figure 2.19. Nous avons collé deux fils multibrins par une colle d'argent sur chaque face du disque poreux. Ensuite les fils et la couche d'argent sont recouverts par un isolant électrique afin d'éviter les réactions chimiques. Ces deux fils fonctionnent donc comme une sonde qui mesure la tension aux bornes de ce disque.



figure 2.19 : Technique de mesure de la tension appliquée aux bornes du disque poreux.

3.2.3.3 Résultats et interprétations

3.2.3.3.1 Fonctionnement avec différentes céramiques (Tests 1 et 2)

Dans le test n°1, la pompe est utilisée avec de la silice et de l'eau DI. Dans ce cas nous constatons que l'eau circule de la cathode vers l'anode. Le sens de ce mouvement est cohérent avec la théorie, en effet lorsque le pH est de 6,7 alors le potentiel zêta est négatif donc la silice est chargée négativement et par conséquent les contre-ions (charges libres) sont positifs. Comme le sens du champ électrique est de la cathode vers l'anode alors la force de Coulomb (et donc l'écoulement) ont le même sens que ce champ.

La figure 2.20.a représente le diagramme $\Delta P_m - Q_m$ pour plusieurs valeurs de tension appliquée à la pompe électro-osmotique. Pour une tension de 200V la pompe peut générer un débit de 18mL/min et une pression de 2.9kPa. Nous remarquons que la variation de la pression et du

débit est linéaire avec la tension appliquée. La figure 2.20.b représente la variation des courants statique ($I_{\Delta P_m}$) et dynamique (I_{Q_m}) en fonction de la tension appliquée à la pompe. La variation des deux courants est quasi linéaire en fonction de la tension. Le courant dynamique est plus élevé que le courant statique, ce qui peut être expliqué par l'absence du courant d'électroconvection dans le courant statique (pas d'écoulement).

Pour une tension de 200V, la puissance électrique est de 0,58W et la puissance hydraulique est de 0.4mW au point de fonctionnement ($\Delta P_m/2-Q_m/2$) ce qui fait un rendement d'environ 0,1%. Le faible rendement est l'un des inconvénients des pompes électro-osmotiques, mais malgré ce problème elles restent utilisables pour le refroidissement thermique comme nous allons voir dans le chapitre 4.

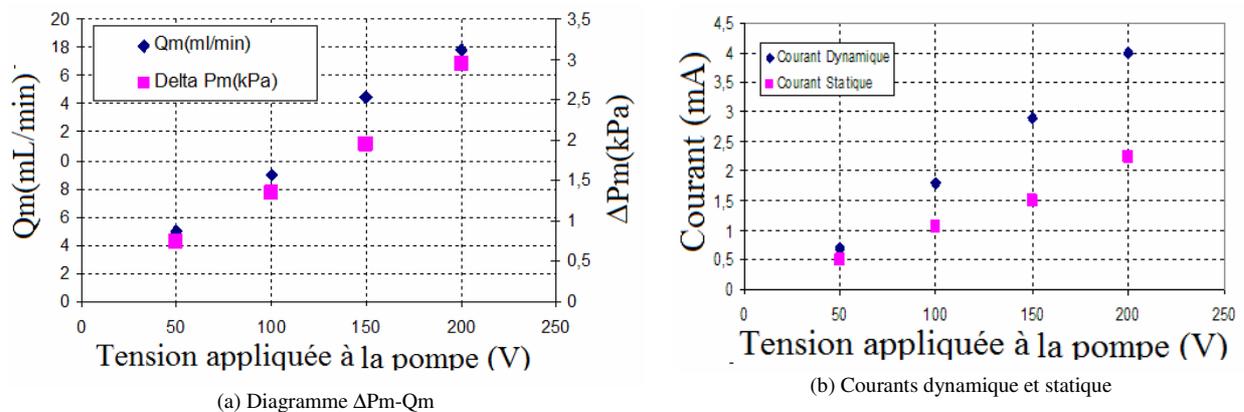


figure 2.20 : Mesures avec la silice (Test n°1).

Dans le test n°2 nous avons utilisé le disque en alumine et l'eau déionisée. Dans ce cas le sens de l'écoulement est inversé par rapport à la silice car pour un pH inférieur à 9, le potentiel zêta est positif et par conséquent les ions responsables de l'écoulement dans ce cas sont les ions négatifs. Le diagramme ΔP_m - Q_m en fonction de la tension appliquée à la pompe est représenté sur la figure 2.21. Sur cette figure, le débit est de 1.8mL/min et la pression est de 0.3Atm pour une tension appliquée à la pompe de 200V. Nous remarquons que les variations du débit et de la pression maximums augmentent avec la tension appliquée.

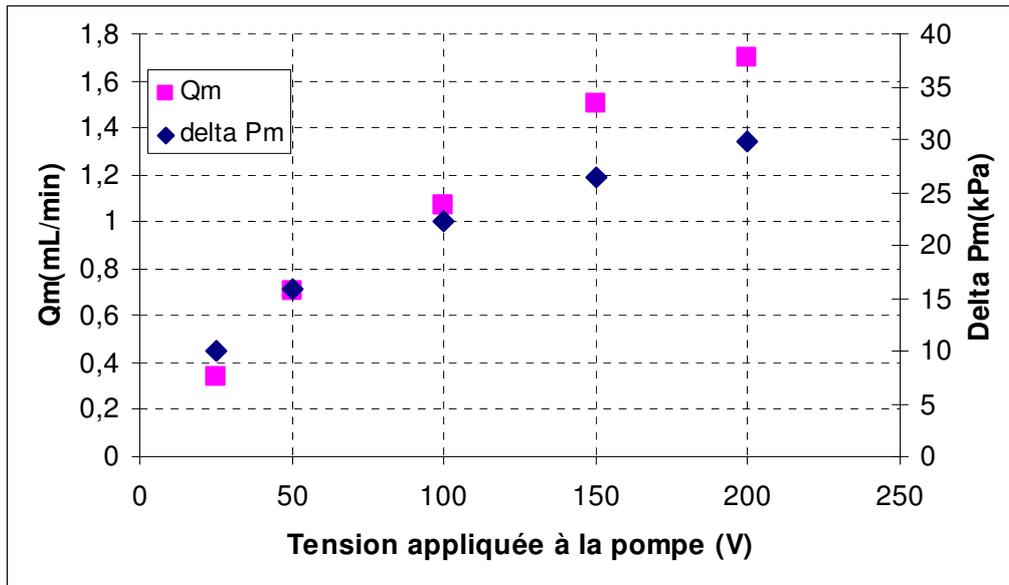


figure 2.21 : Test avec l'alumine, test N°2.

Il faut noter que le débit obtenu avec le disque d'alumine est plus faible que dans le cas de la silice, par contre la pression est plus élevée. Ces différences sont dues aux dissemblances géométriques des deux disques : l'épaisseur et surtout le rayon effectif de pore. Nous avons remarqué que la nature de la céramique influe sur le sens de l'écoulement.

3.2.3.3.2 Fonctionnement avec différents liquides (Tests 2, 7 et 8)

Dans ces tests nous avons étudié le fonctionnement de la pompe à base d'alumine avec d'autres liquides que l'eau déionisée. La pompe a été testée avec une solution de méthanol et d'eau déionisée et des solutions aqueuses de NaCl avec différentes conductivités.

La figure 2.22.a représente la variation en fonction de la tension du débit et de la pression maximums pour 10% de méthanol et 90% d'eau déionisée. Nous remarquons que les résultats obtenus ne sont pas très différents des tests avec l'eau déionisée, parce que la conductivité du méthanol est proche de celle de l'eau déionisée.

La figure 2.22.b représente la variation du débit maximum en fonction de la conductivité de l'électrolyte de chlorure de sodium pour deux tensions appliquées à la pompe (50V et 100V). A 50V par exemple, nous remarquons que le débit augmente de 5mL/min à 20mL/min pour une augmentation de 20 μ S/m. Par contre le débit est saturé à 30mL/min à partir de 300 μ S/m. L'augmentation du débit avec la conductivité est expliqué par :

- La hausse de la conductivité du liquide permet de diminuer les pertes ohmiques entre les électrodes et le disque poreux et par conséquent la tension aux bornes du disque est plus élevée.
- L'augmentation de la conductivité diminue la longueur de Debye dans la DCE du disque poreux et par conséquent la valeur de la fonction $f\left(\frac{a}{\lambda}\right)$ donnée dans les équations (2.6) et (2.11) est plus grande.

Nous avons remarqué que la température du liquide a augmenté pour des conductivités plus élevées, cette augmentation est due principalement aux pertes Joule dans la pompe.

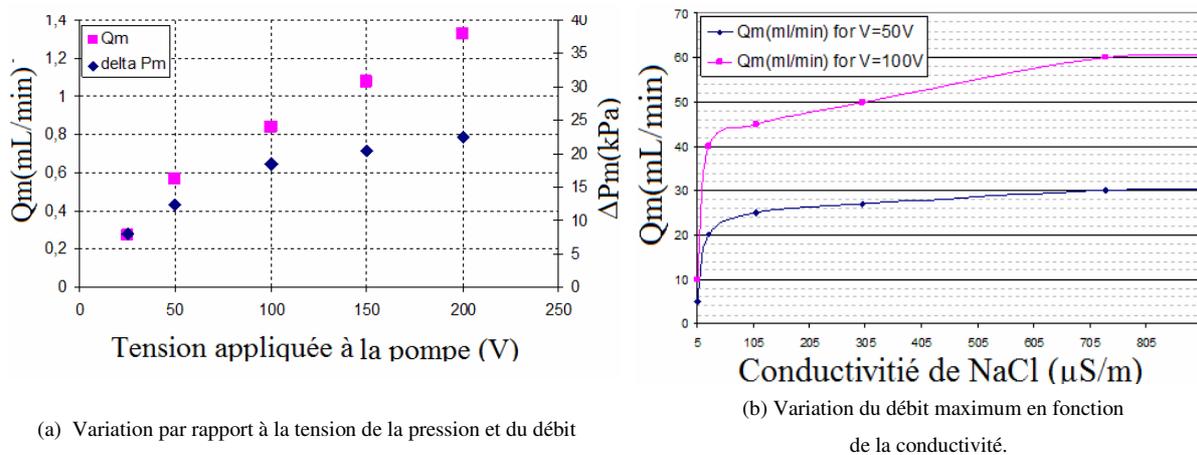


figure 2.22 : Tests avec le méthanol et l'électrolyte de NaCl.

3.2.3.3.3 Fonctionnement avec différentes membranes (Tests 2 à 6)

Dans ces tests nous allons chercher le meilleur choix des membranes d'échange ionique pour obtenir le meilleur fonctionnement de la pompe électro-osmotique. La figure 2.23 représente le débit maximum et le courant dynamique pour plusieurs positions des membranes d'échange ionique pour des créneaux de tension.

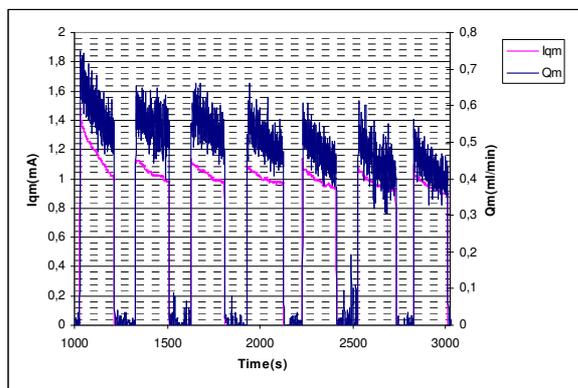
Sur la figure 2.23.a, le débit est de 0,5mL/min et le courant est environ de 1mA. Dans ce cas, les membranes anodiques installées aux deux cotés vont bloquer les ions hydronium et laisser passer les ions hydroxyde. Et comme les ions libres dans la DCE sont les ions hydroxyde, alors le mouvement de ces ions de l'anode vers la cathode n'aura pas d'effet négatif sur le pompage électro-osmotique.

Sur la figure 2.23.b, le débit et le courant sont plus faibles. En effet, l'utilisation de la membrane anodique à coté de l'anode laisse passer les ions hydroxyde. L'effet contraire a lieu

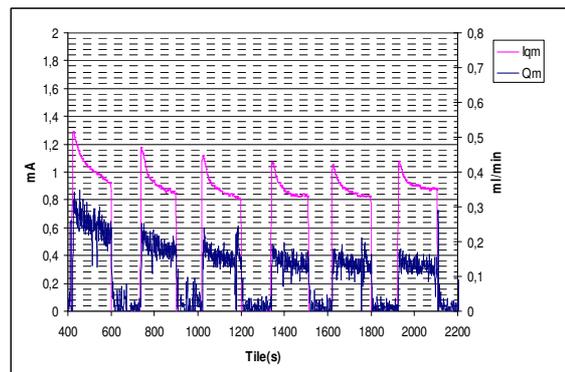
au niveau de la cathode. Le mouvement des ions hydronium diminue le potentiel zêta au niveau du disque et donc le débit décroît.

Sur la figure 2.23.c, le débit et le courant sont encore plus faibles. Dans ce cas les ions hydroxyde sont bloqués par la membrane cathodique à côté de l'anode, et les ions hydronium sont bloqués à côté de la cathode. Le courant est par conséquent limité par les membranes et donc le débit est encore plus faible.

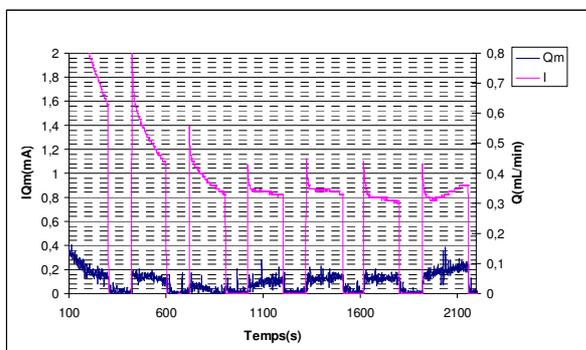
Finalement, sur la figure 2.23.c, le courant et le débit n'arrêtent pas de diminuer. L'utilisation des membranes cathodiques des deux côtés bloque les ions hydroxyde et libère les ions hydronium qui diminuent progressivement le potentiel zêta au niveau du disque d'alumine.



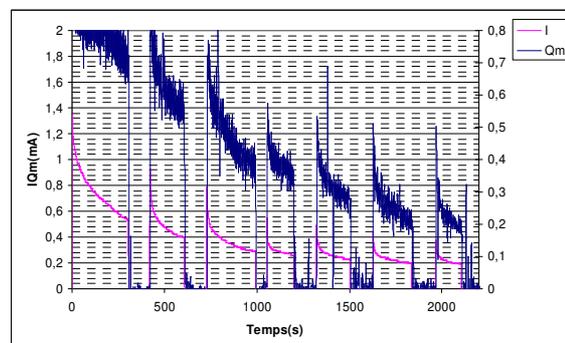
(a), A-A, test N°2.



(b) A-C, test N°3.



(c) C-A, test N°4.



(d) C-C, test N°5.

figure 2.23 : Courbes des débits maximums et des courants dynamiques en fonction du temps, pour différentes positions des membranes. Tension appliquée de 50V.

Nous constatons suite à ces tests que l'utilisation des membranes d'échange anodique aux deux côtés est le meilleur choix pour une pompe utilisant de l'alumine et de l'eau déionisée. Par analogie, pour une pompe avec de la silice et de l'eau déionisée, l'installation des membranes cathodiques aux deux côtés est le cas le plus favorable. D'une façon générale pour sélectionner le type de membrane pour un couple matériau-liquide donné, il faut

premièrement vérifier qu'on est loin du point isoélectrique ensuite choisir la membrane de même nature que les ions libres dans la DCE du matériau.

3.2.3.3.4 Validation du modèle

Nous avons utilisé l'alumine pour ce test. Pour valider expérimentalement les équations 2.6 et 2.11 données au début de ce chapitre, nous avons utilisé les valeurs suivantes :

- Potentiel zêta égal à 100mV ([16], [WAN.18] et [19]).
- Porosité égale a 35% (mesure).
- Tortuosité égale à 1,18.
- Longueur de Debye calculée pour une conductivité de $3\mu\text{S/m}$ (équation (1.41)).
- La tension V mesurée aux bornes du disque par la technique présentée sur la figure 2.19.

La figure 2.24 représente la comparaison entre le modèle de la pompe électro-osmotique poreuse et les résultats expérimentaux. Nous remarquons que les résultats expérimentaux du débit et de la pression maximums sont proches de ceux donnés par le modèle.

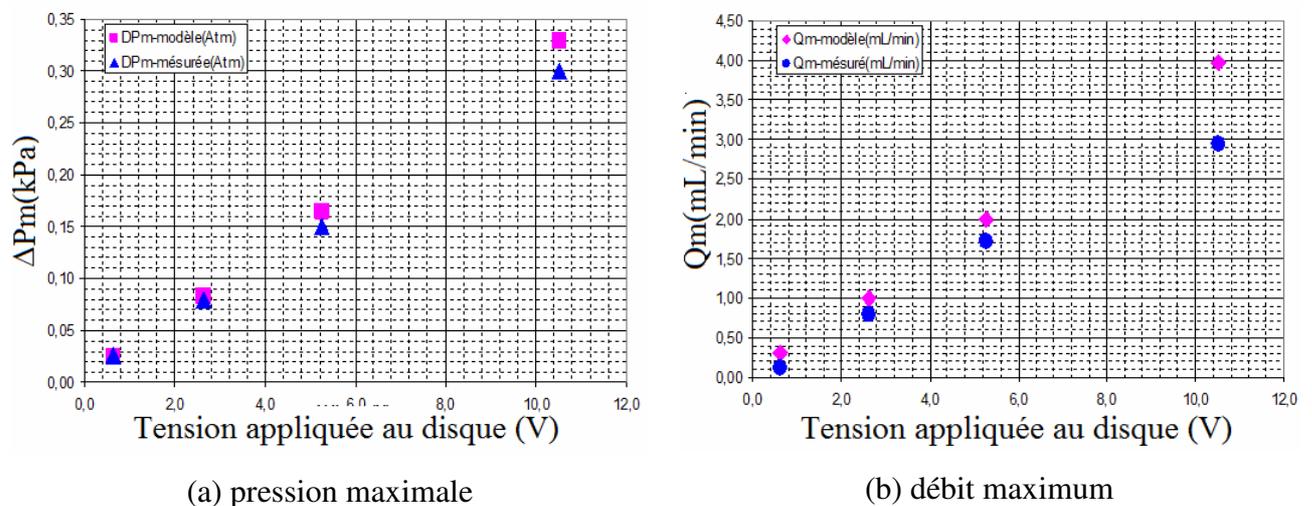


figure 2.24 : Comparaison entre le modèle et les résultats expérimentaux de la pompe électro-osmotique haut débit

3.2.3.3.5 Test de durée de vie de la pompe

Pour tester la durée de vie de la pompe à base d'alumine, celle-ci a été testée pendant cinq jours sous une tension de 10V. La figure 2.29 représente le débit maximum de la pompe en fonction du temps. Les 12 premières heures, le réservoir est resté ouvert ce qui a conduit à l'augmentation de sa conductivité et par conséquent à l'augmentation du débit. Ensuite, le réservoir a été fermé afin de stabiliser la conductivité du liquide. Le débit est ensuite resté

stable jusqu'au quatrième jour. Après le quatrième jour, le niveau de liquide a diminué dans les réservoirs, nous avons donc été obligés de les remplir. Ce changement a augmenté un peu le débit puis il s'est à nouveau stabilisé. La pompe a été arrêtée au cinquième jour.

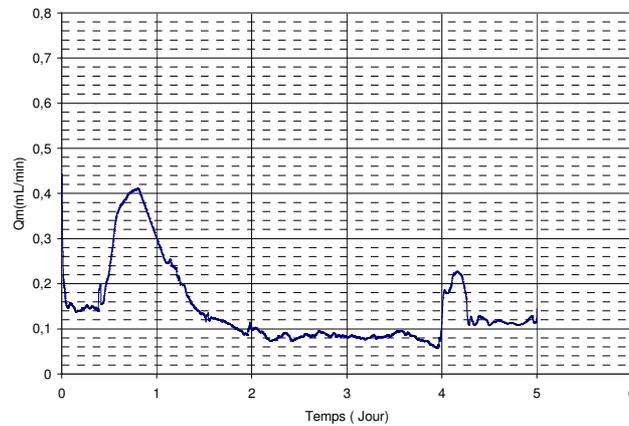


figure 2.25 : Test de la pompe avec de l'eau déionisée pendant 5 jours, sous une tension de 10V. Test N°2.

3.2.3.4 Problèmes techniques

Des problèmes d'électrochimie, d'étanchéité et de tenue mécanique ont été rencontrés. Sur la figure 2.26.a, la couleur verte représente des dépôts de dioxyde de cuivre sur la membrane. En fait la couche d'or n'a pas résisté à la tension appliquée ce qui a provoqué la corrosion de l'électrode en cuivre. Pour résoudre ce problème nous avons remplacé la grille en cuivre dorée par une plaque en carbone. En effet le carbone est peu onéreux et résiste plus à la corrosion que le cuivre. L'utilisation des fils multibrins dans le collecteur a provoqué des fuites de liquide lors du fonctionnement en mode pression maximum (figure.34.b). Dans la prochaine conception nous allons utiliser des tiges dans les collecteurs au lieu des fils multibrins.

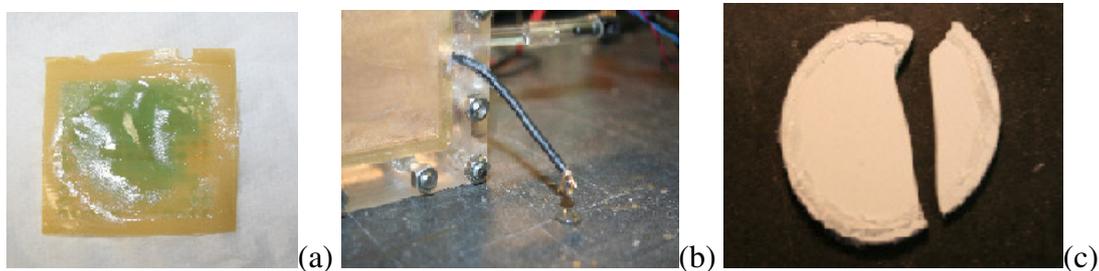


figure 2.26 : Problèmes techniques de la première conception.

La silice a une tenue mécanique très faible, sa manipulation est plus difficile que celle de l'alumine. C'est la raison pour laquelle nous avons utilisé l'alumine dans la plupart des tests.

4 Conclusion

Nous avons commencé ce chapitre par une étude sur les céramiques poreuses. Nous avons présenté une méthode de fabrication chimique d'une matrice monolithique en silice à partir du TMOS. Nous avons conclu que la silice fabriquée par cette méthode présentait l'avantage d'avoir plus de cotés actifs sur sa surface que la silice ordinaire, et par conséquent plus de groupes silanol ionisables pouvaient être générés. Cet avantage nous amène à doubler la valeur du potentiel zêta. La matrice en silice monolithique fabriquée chimiquement peut être facilement injectée dans les micro-canaux ce qui la rend plus adaptée aux micro-pompes hautes pressions. Ensuite nous avons présenté le frittage. Les céramiques frittées ont une tenue mécanique plus élevée ce qui les rend plus adaptées aux pompes hauts débits.

Nous avons modélisé la pompe électro-osmotique poreuse comme plusieurs micros pompes idéales en parallèles qui ont le même diamètre et la même longueur. A partir de l'étude théorique présentée dans le chapitre 1, nous avons développé des formules de la pression et du débit maximums pour une pompe électro-osmotique poreuse. Ce modèle a été validé expérimentalement.

Deux pompes électro-osmotiques poreuses ont été mises en œuvre. Une micro pompe électro-osmotique haute pression fabriquée à partir de silice monolithique et une pompe électro-osmotique haut débit utilisant de la silice et de l'alumine frittées. Nous avons présenté une métrologie de caractérisation pour les deux pompes. La pompe haute pression a été fabriquée par injection de silice monolithique dans un capillaire en silice. Elle a été testée pour trois liquides : l'eau DI, le méthanol et l'acétonitrile. Cette pompe génère une pression de 3Atm et un débit de 3 μ l/min sous une tension de 6kV. Nous avons présenté ensuite la conception de la pompe électro-osmotique haut débit. Nous avons montré des méthodes pour caractériser les paramètres (porosité, tortuosité et diamètre effectif) de la céramique frittée. Nous avons mesuré que l'alumine a des pores effectifs plus faibles que la silice. La pompe génère un débit jusqu'à 18mL/min avec la silice et une pression jusqu'à 0.3Atm avec l'alumine. L'alumine présente une stabilité et une tenue mécanique plus élevées que la silice. Plusieurs cas de figure de choix des membranes d'échange ionique ont été testés. Nous avons conclu que la pompe présente des propriétés hydrauliques plus élevées lorsque deux membranes de même nature que les contres ions de la DCE sont installées. La pompe a fonctionné avec trois liquides : l'eau déionisée, le méthanol et un électrolyte de NaCl, sans avoir des bulles dans le circuit

hydraulique. La puissance électrique de la pompe était inférieure à 1W et son rendement n'a pas dépassé 1%. Dans le chapitre suivant nous allons étudier l'efficacité thermodynamique d'une pompe électro-osmotique poreuse afin de l'optimiser.

**CHAPITRE 3 :
OPTIMISATION D'UNE
POMPE ELECTRO-
OSMOTIQUE POREUSE**

CHAPITRE 3 : OPTIMISATION D'UNE POMPE ELECTRO-OSMOTIQUE POREUSE

Liste des figures	69
Liste des tableaux	69
Nomenclature	70
1 Introduction	72
2 Etude paramétrique du pompage électro-osmotique dans un canal cylindrique	72
2.1 Calcul du potentiel interne	73
2.2 Variation de la longueur de Debye en fonction de la conductivité	73
2.3 Variation de la densité de charges électriques et de la force électro-osmotique en fonction de la conductivité	75
2.4 Profil de conductivité	77
2.5 Profil de vitesse	79
3 Efficacité thermodynamique optimale d'une pompe EO poreuse	80
3.1 Formule analytique.....	80
3.2 Discussion :	84
3.3 Validation expérimentale	86
4 Etude thermodynamique et électrochimique d'une pompe EO capillaire.....	88
4.1 Détermination de la puissance électrochimique.....	89
4.2 Détermination des pertes de liquide	92
5 Conclusion.....	92

Liste des figures

figure 3.1: Profil du potentiel interne dans une conduite capillaire cylindrique pour différentes valeurs de a^*	73
figure 3.2 : Variation de la longueur de Debye en fonction de la conductivité du liquide.....	74
figure 3.3: Variation de la longueur de Debye en fonction de la conductivité du liquide.....	75
figure 3.4 : Variation de la force électro-osmotique totale en fonction de la conductivité du liquide.....	77
figure 3.5 : Profil de la conductivité dans un capillaire.	78
figure 3.6: Profil de vitesse pour différents points de fonctionnement	79
figure 3.7 : Profil des densités des courants dans une conduite capillaire	81
figure 3.8 : Bilan de puissance en fonction de la pression imposée par la charge	83
figure 3.9 : Variation de l'efficacité thermodynamique en fonction du nombre de valence	85
figure 3.10: Variation de l'efficacité thermodynamique en fonction du potentiel zêta.....	85
figure 3.11 Variation de l'efficacité thermodynamique en fonction du rayon effectif normalisé	86
figure 3.12: Variation de l'efficacité thermodynamique optimale mesurée expérimentalement en fonction du rayon effectif normalisé	87
figure 3.13: Diagramme du bilan énergétique dans une pompe EO.	88

Liste des tableaux

tableau 3.1 : rayon effectif normalisé en fonction de la conductivité pour un rayon effectif de $0,75\mu\text{m}$	87
tableau 3.2 : Propriétés thermodynamiques des différents fluides.....	89
tableau 3.3: Bilan de puissances électrochimiques.....	91

Nomenclature

D	Constante de diffusion de masse (m/s^2)
E	Champ électrique (V/m)
F	Constante de Faraday ($9.65 \times 10^4 C/mol$)
F_{EO}	Force électro-osmotique volumique (N/m^3)
H	L'enthalpie (kJ/kg)
I	Courant (A)
$I_{\Delta pm}$	Courant statique (A)
I_{Qm}	Courant dynamique (A)
J_n	La première fonction de Bessel d'ordre n.
G	L'énergie de Gibbs (J)
K	Mobilité ionique ($4 \times 10^{-8} m^2/V/s$)
P	Pression (Pa)
M	Masse molaire (g/mol)
N	Débit molaire (mol/s)
ΔP	Différence de pression (Pa)
ΔP^*	Différence de pression normalisée [$\Delta P/\Delta P_m$]
Q	Débit volumique du une pompe poreuse (ml/min)
S	L'entropie (J/K)
T	Température du liquide (K)
TR	Travail (J)
U	L'énergie interne (J)
V	Tension (V)
Vol	Volume du liquide (m^3)
Volm	Volume molaire des gaz parfaits (22,4 L/mol)
W	Puissance (W)
a	Rayon d'une conduite cylindrique (m), rayon effectif des pores (m)
a^*	Rayon normalisé (a/λ)
e	Charge d'un électron ($1.6 \times 10^{-19} C$)
f_{EO}	Force électro-osmotique totale (N)
g	Champ d'accélération de gravité (m/s^2)
k_B	Constante de Boltzmann ($1.38 \times 10^{-23} m^2 kg /s^2/K$)
l	Longueur du capillaire (m)
n	Concentration des contrions du liquide (M)
nm	Nombre de mole
m	Masse du liquide (g)
a	Débit volumique du un canal(ml/min)
r	Coordonnée cylindrique radiale (m)
r^*	Coordonnée radiale normalisée ($[r/\lambda]$)
t	Temps
u	Vitesse du liquide (V/m)
z	Nombre de valence des contrions.

Symboles grecs

ϵ	Permittivité du liquide (C/V/m)
η	Efficacité thermodynamique (%).
λ	Longueur De Debye (m)
ψ	Potentiel interne (V)
ψ^*	Potentiel interne normalisé
μ	Viscosité (Pa.s)
σ	Conductivité (S/m)
σ_{inf}	Conductivité du liquide(S/m)
σ_{ele}	Conductivité du liquide dans la capillaire dans le cas d'un électrolyte (S/m)
σ_{H2O}	Conductivité du liquide dans la capillaire dans le cas de l'eau Déionisée (S/m)

ρ	Masse volumique du fluide (kg/m ³)
ρ_E	Densité de charges volumique (C/m ³)
ζ	Potentiel Zêta (V)
τ	Tortuosité
τ_r	Temps de relaxation (s)
Ψ	Porosité
ω	Pulsation (rd/s)
Λ	Conductivité molaire ionique (S.m ² .mol ⁻¹)
ϕ	Champ total en électro-osmose (V/m)
ψ	Champ interne du à la DCE (V/m)

Indices

m	Maximum
T	Total
con	Electroconvection
mig	Migration
ele	Electrolyte
h	Hydraulique
op	Optimale
exp	Expérimentale
j	Joule
v	Visqueuse
chim	Chimique

1 Introduction

Dans le chapitre 2, nous avons présenté la conception d'une pompe EO haut débit fonctionnant en continu. Nous avons vu que le rendement de la pompe EO était très faible. Ceci peut être considéré comme un inconvénient du pompage électro-osmotique.

Dans ce chapitre nous allons faire une étude énergétique d'une pompe EO afin d'optimiser son efficacité thermodynamique. Dans cet objectif, nous allons déterminer le point de fonctionnement optimal d'une pompe EO poreuse en fonction des propriétés physiques du liquide et de ses propriétés géométriques.

Dans un premier temps, nous allons étudier et visualiser les profils de différentes grandeurs physiques qui influent sur l'électro-osmose. Nous nous pencherons plus particulièrement sur la longueur de Debye, le potentiel interne, la densité volumique de charges, la vitesse du liquide, les différents courants, etc...

Ensuite, nous allons développer une formule analytique de l'efficacité thermodynamique optimale en fonction des propriétés physiques et géométriques du pompage électro-osmotique. La vérification de cette formule sera validée expérimentalement avec la pompe EO haut débit présentée dans le chapitre précédent.

Nous finaliserons cette partie par une étude thermodynamique et électrochimique de la pompe EO.

2 Etude paramétrique du pompage électro-osmotique dans un canal cylindrique

Dans cette partie, nous allons considérer une conduite cylindrique de rayon a et de longueur l soumise à un champ électrique tangentiel E . Cette conduite contient un liquide de conductivité σ_{inf} et de longueur de Debye λ . Nous définissons la coordonnée radiale et le rayon normalisés par :

$$r^* = \frac{r}{\lambda} \quad 3.1$$

$$a^* = \frac{a}{\lambda} \quad 3.2$$

Nous allons tout d'abord visualiser le potentiel interne pour plusieurs rapports entre la longueur de Debye et le rayon de la conduite. Ensuite, nous allons étudier l'influence de la

conductivité du liquide sur la force électro-osmotique. Enfin, nous allons étudier la variation de la conductivité et de la vitesse dans une conduite capillaire pour connaître les profils des densités de courants.

2.1 Calcul du potentiel interne

Le premier paramètre à simuler est le potentiel interne dû à la DCE. Nous rappelons son expression développée au chapitre 1 :

$$\psi(r^*) = \zeta \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)} \quad 3.3$$

Nous définissons le potentiel interne normalisé par :

$$\psi^*(r^*) = \frac{\psi(r^*)}{\zeta} \quad 3.4$$

L'évolution du potentiel interne dû à la DCE est représentée sur la figure 3.1. Nous remarquons que la répartition du potentiel interne dans la conduite dépend du rapport entre la longueur de Debye et le rayon de la conduite. En effet, pour des conduites de rayon plus faible que la longueur de Debye, le potentiel interne normalisé sera proche de l'unité sur toute la section de la conduite, par contre dans le cas contraire il sera nul dans tout le volume sauf à proximité de la paroi.

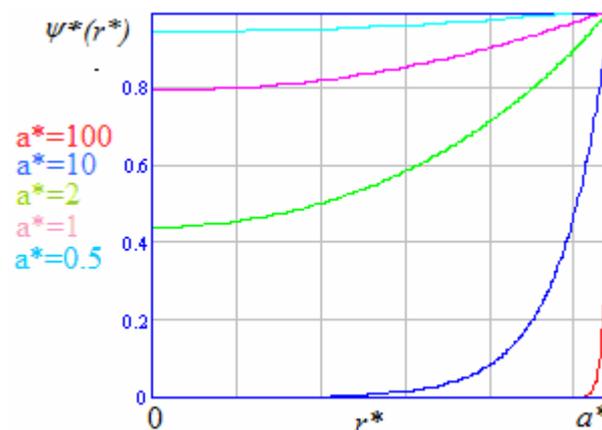


figure 3.1: Profil du potentiel interne normalisé dans une conduite capillaire cylindrique pour différentes valeurs de a^*

2.2 Variation de la longueur de Debye en fonction de la conductivité

Les performances du pompage électro-osmotique varient en fonction des propriétés du liquide de fonctionnement. Un des paramètres les plus influents sur l'électro-osmose est la conductivité du liquide. Nous allons donc commencer par montrer l'effet de la conductivité

du liquide sur la longueur de Debye. Rappelons pour cela l'expression de la longueur de Debye donnée au Chapitre 1 :

$$\lambda \approx \sqrt{D\tau_r} \quad 3.5$$

avec D et τ_r respectivement la constante de diffusion de masse et la constante de temps de relaxation.

$$D = \frac{K k_B T}{e} \quad 3.6$$

$$\tau_r = \frac{\varepsilon}{\sigma_{\text{inf}}} \quad 3.7$$

L'expression de la longueur de Debye en fonction de la conductivité est donnée par :

$$\lambda \approx \sqrt{\frac{K k_B T \varepsilon}{e \sigma_{\text{inf}}}} \quad 3.8$$

Pour un électrolyte symétrique, et dans les conditions normales de température (25°C), la longueur de Debye est donnée par :

$$\lambda \approx \frac{8.33 \times 10^{-10}}{\sqrt{\sigma_{\text{inf}}}} \quad 3.9$$

avec σ_{inf} en S/m et λ en m.

La variation de la longueur de Debye en fonction de la conductivité est donnée sur la figure 3.2. Nous pouvons voir que pour la longueur de Debye est de plusieurs centaines de nanomètres pour des liquides peu conducteurs et elle diminue pour atteindre quelques nanomètres pour les liquides très conducteurs.

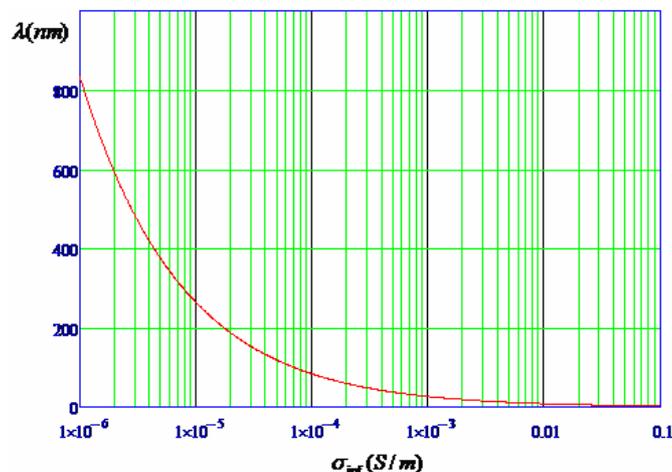


figure 3.2 : Variation de la longueur de Debye en fonction de la conductivité du liquide

2.3 Variation de la densité de charges électriques et de la force électro-osmotique en fonction de la conductivité

Pour un champ donné, la force électro-osmotique (volumique) issue de la force de Coulomb est directement liée à la densité volumique de charges dans la double couche électrique :

$$F_{EO} = \rho_E E \quad 3.10$$

La densité volumique de charges est liée au potentiel interne par :

$$\rho_E = -\frac{\varepsilon}{\lambda^2} \psi \quad 3.11$$

En remplaçant l'expression du potentiel interne, nous obtenons :

$$\rho_E(r^*) = -\frac{\varepsilon \zeta}{\lambda^2} \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)} \quad 3.12$$

Nous remarquons dans cette expression que la densité de charges est maximale dans le plan de Debye (pour $r^*=a^*$), ce qui donne :

$$\rho_{E \max} = -\frac{\varepsilon \zeta}{\lambda^2} \quad 3.13$$

En remplaçant l'expression de la longueur de Debye donnée en (3.8) dans la formule de la densité de charges maximale nous trouvons :

$$\rho_{E \max} = -\frac{\zeta e}{K k_B T} \sigma_{\text{inf}} \quad 3.14$$

La figure 3.3 représente la variation de la densité de charge maximale en fonction de la conductivité du liquide. Sur cette figure, nous voyons que la densité volumique de charge est importante pour les liquides très conducteurs et qu'elle décroît lorsque la conductivité du liquide diminue.

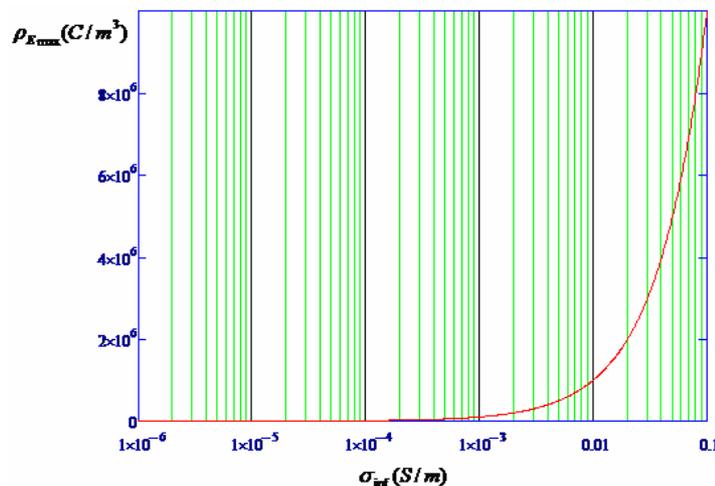


figure 3.3: Variation de la densité volumique de charges maximale en fonction de la conductivité du liquide

En augmentant la conductivité électrique du liquide, la densité volumique de charges maximale augmente ainsi que la force électro-osmotique volumique F_{EO} à proximité de la paroi. Pour voir l'influence de la conductivité sur les performances du pompage électro-osmotique, nous devons calculer la force électro-osmotique totale. Cette force est donnée en intégrant l'équation (3.10) sur le volume de la conduite. On a donc :

$$f_{EO} = 2\pi l E \int_0^a \rho_E r dr \quad 3.15$$

En remplaçant l'expression de la densité de charge volumique donnée en (3.12)

$$f_{EO} = \frac{2\varepsilon\zeta\pi l E}{I_0(a^*)} \int_0^{a^*} I_0(r^*) r^* dr^* \quad 3.16$$

nous obtenons :

$$f_{EO} = \frac{2\varepsilon a \zeta \pi l E I_1\left(\frac{a}{\lambda}\right)}{\lambda I_0\left(\frac{a}{\lambda}\right)} \quad 3.17$$

Puis, en remplaçant l'expression (3.9) dans (3.17), nous avons la variation de la force électro-osmotique totale en fonction de la conductivité du liquide :

$$f_{EO} = \frac{2\varepsilon a \sqrt{\sigma_{\text{inf}}} \zeta \pi l E I_1\left(\frac{a \sqrt{\sigma_{\text{inf}}}}{8.33 \times 10^{-10}}\right)}{8.33 \times 10^{-10} I_0\left(\frac{a \sqrt{\sigma_{\text{inf}}}}{8.33 \times 10^{-10}}\right)} \quad 3.18$$

Sur la figure 3.4, nous remarquons que la force électro-osmotique totale augmente avec la conductivité du liquide. Nous pouvons conclure qu'en augmentant la conductivité du liquide, la longueur de Debye diminue, par contre, la densité de charge et la force électro-osmotique augmentent, ce qui va augmenter la pression délivrée par la pompe électro-osmotique. Cette conclusion reste cohérente avec les résultats expérimentaux donnés par Yao et coll. [Yao54].

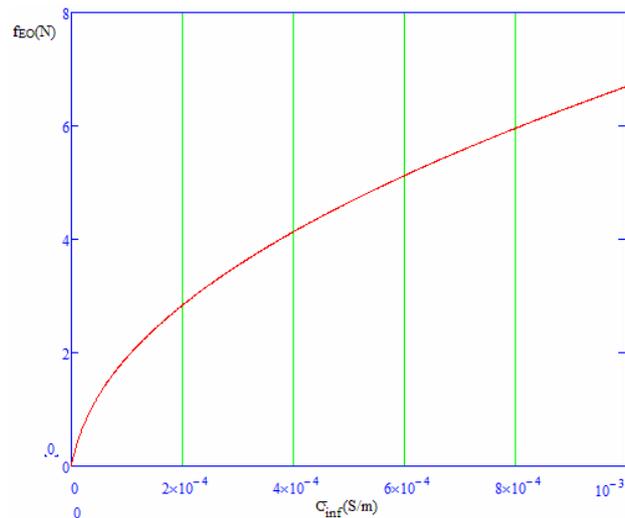


figure 3.4 : Variation de la force électro-osmotique totale en fonction de la conductivité du liquide.

Par la suite, nous allons étudier la variation du profil de conductivité à l'intérieur d'une conduite circulaire.

2.4 Profil de conductivité

La conductivité dans la double couche électrique sera différente de celle dans le liquide. Dans le cas général la conductivité est donnée par :

$$\sigma(r) = \sum \Lambda_i n_i \quad 3.19$$

avec Λ_i la mobilité molaire de l'ion i .

On peut distinguer deux cas de figures. Si le liquide est de l'eau DI, le courant est assuré par les ions H_3O^+ et OH^- , dans ce cas on ne doit tenir compte que des mobilités molaires ($\Lambda_{H_3O^+} \neq \Lambda_{OH^-}$). En outre, si nous utilisons un électrolyte symétrique, dans ce cas nous supposons que les conductivités molaires des ions positifs et négatifs sont égales [BRU.22].

En utilisant les expressions des concentrations ioniques données au chapitre 1, la conductivité sera donc :

$$\sigma(r) = 2\Lambda n \left(\frac{e^{-\frac{z \cdot e \cdot \psi(r^*)}{k_B \cdot T}} + e^{\frac{z \cdot e \cdot \psi(r^*)}{k_B \cdot T}}}{2} \right) \quad 3.20$$

$$\sigma(r) = 2\Lambda.n.\cosh\left(\frac{z.e.\psi(r^*)}{k_B.T}\right) \quad 3.21$$

Pour un électrolyte, elle est donnée par :

$$\sigma_{ele}(r) = \sigma_{inf}.\cosh\left(\frac{z.e.\zeta}{k_B.T} \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)}\right) \quad 3.22$$

La valeur maximale de la conductivité est donc exprimée dans le plan de Debye par :

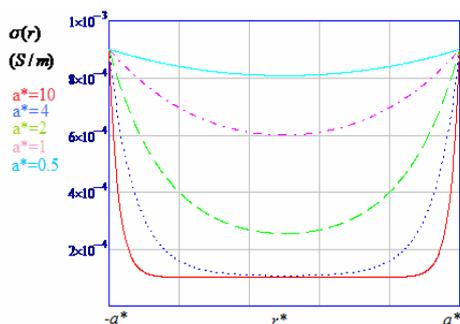
$$\sigma_{ele,max} = \sigma_{inf}.\cosh\left(\frac{z.e.\zeta}{k_B.T}\right) \quad 3.23$$

Pour l'eau DI elle est donnée par :

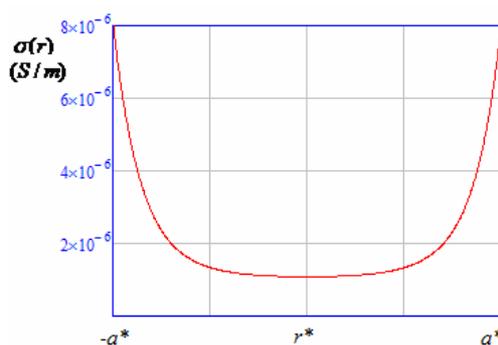
$$\sigma_{H_2O}(r) = \sigma_{inf} \left[1 - \frac{z.e.\zeta}{k_B.T} \frac{(\Lambda_{H_3O^+} - \Lambda_{OH^-}) I_0(r^*)}{\Lambda_{H_3O^+} + \Lambda_{OH^-} I_0(a^*)} + \frac{1}{2} \left(\frac{z.e.\zeta}{k_B.T} \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)} \right)^2 \right] \quad 3.24$$

La valeur maximale de la conductivité dans le plan de Debye s'écrit :

$$\sigma_{H_2O,max} = \sigma_{inf} \left[1 - \frac{z.e.\zeta}{k_B.T} \frac{(\Lambda_{H_3O^+} - \Lambda_{OH^-})}{\Lambda_{H_3O^+} + \Lambda_{OH^-}} + \frac{1}{2} \left(\frac{z.e.\zeta}{k_B.T} \right)^2 \right] \quad 3.25$$



(a) cas d'un électrolyte



(b) cas de l'eau DI.

figure 3.5 : Profil de la conductivité dans un capillaire.

La figure 3.5.a représente le profil de conductivité à l'intérieur de la conduite pour un électrolyte de conductivité $10^{-4} \mu\text{S/m}$. La présence de la double couche électrique va augmenter la conductivité du liquide sur le plan de Debye pour atteindre sa valeur maximale ($\sigma_{ele, max}$). Pour des conduites de rayon plus petit que la longueur de Debye, la conductivité est

supérieure à la conductivité du liquide sur toute la section de la conduite. Cependant, si la longueur de Debye est plus petite que le rayon de la conduite, la conductivité au centre sera égale à celle du liquide. Dans le cas de l'eau DI (figure 3.5.b) la conductivité augmente également à proximité de la paroi et elle tend vers la conductivité du liquide lorsque on s'éloigne du plan de Debye.

2.5 Profil de vitesse

Rappelons l'expression de la vitesse donnée au Chapitre 1 par :

$$u(r) = \frac{-a^2}{4\mu} \frac{dP}{dx} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right) - \frac{\varepsilon\zeta E}{\mu} \left(1 - \frac{\psi(r)}{\zeta}\right) \quad 3.26$$

Si nous supposons que la pression est constante sur toute la section de la conduite, et que nous remplaçons l'expression du potentiel interne donnée en (3.3) alors la vitesse est exprimée par :

$$u(r^*) = \frac{-\lambda^2 a^{*2}}{4\mu} \frac{\Delta P}{l} \left(1 - \frac{r^{*2}}{a^{*2}}\right) - \frac{\varepsilon\zeta E}{\mu} \left(1 - \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)}\right) \quad 3.27$$

La figure 3.6 représente le profil de vitesse dans un canal circulaire pour plusieurs points de fonctionnement, ΔP_m est la pression maximale (à débit est nul). Sur cette figure, nous remarquons que plus que la pression imposée est proche de ΔP_m plus le profil de la vitesse se déforme au milieu de la conduite. Ce profil de vitesse montre que, sous la pression maximale qui correspond à un débit nul en sortie de pompe, le fluide est quand même en mouvement : il se déplace le long des parois sous l'action de la force de Coulomb et revient par le centre du canal.

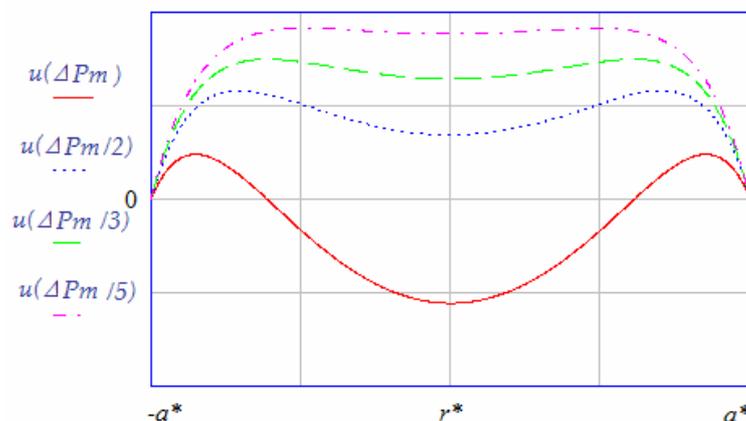


figure 3.6: Profil de vitesse pour différents points de fonctionnement

Dans cette partie nous avons étudié l'influence des paramètres physiques du liquide pompé sur les paramètres électro-osmotiques. Nous avons vu la variation des profils de potentiel interne, de la vitesse et de la conductivité en fonction du rayon normalisé de la conduite. Dans le paragraphe suivant nous allons déterminer le point de fonctionnement optimal d'une pompe électro-osmotique poreuse en fonction du rayon de pore effectif normalisé.

3 Efficacité thermodynamique optimale d'une pompe EO poreuse

Nous allons considérer le disque poreux présenté au chapitre 2, qui a une longueur l , une section A , un rayon de pore effectif a , une porosité Ψ et une tortuosité τ .

3.1 Formule analytique

Dans les pompes électrocinétiques, l'efficacité thermodynamique est définie par le rapport entre la puissance hydraulique (produite par la pompe) et la puissance électrique (consommée par la pompe). Dans le cas de l'électro-osmose, elle est donnée par la formule suivante si la tension est imposée :

$$\eta(\Delta P) = \left| \frac{Q(\Delta P) \cdot \Delta P}{V \cdot I_T(\Delta P)} \right| \quad 3.28$$

Dans l'équation (3.28), Q , ΔP , V et I_T représentent respectivement le débit, la pression, la tension imposée au disque et le courant total consommé. Comme nous l'avons dit dans le Chapitre 1, ce courant peut être séparé en courant de migration (j_{mig}) et d'électroconvection (j_{con}). Dans une conduite capillaire, les densités de ces courants sont données par :

$$j_{con} = \rho_E(r) \cdot u(r) \quad 3.29$$

$$j_{mig} = \sigma(r) \cdot E \quad 3.30$$

La figure 3.7.a représente l'allure de la densité de courant de migration dans un capillaire pour trois tensions différentes. Nous remarquons que cette densité est maximale à la paroi et qu'elle décroît au milieu du capillaire. Sur la figure 3.7.b, nous remarquons que le profil de la densité de courant d'électroconvection suit le profil de la vitesse du liquide.

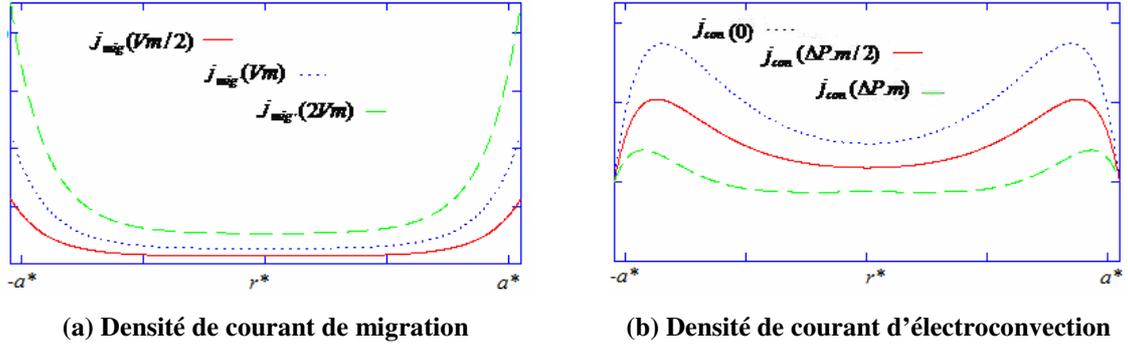


figure 3.7 : Profil des densités des courants dans une conduite capillaire

L'intégration sur la section d'un capillaire de rayon a des densités de courant données par les équations (3.29) et (3.30) donne les deux courants d'électroconvection (I_{con}) et de migration (I_{mig}) :

$$I_{con} = 2.\pi \left(\frac{\lambda^2 \epsilon a^{*2}}{4\mu} \frac{\Delta P}{l} \int_0^{a^*} \left(1 - \frac{r^{*2}}{a^{*2}}\right) \psi(r^*) . r^* dr^* - \frac{\epsilon^2 \zeta V}{\mu . l} \int_0^{a^*} \left(1 - \frac{\psi(r^*)}{\zeta}\right) \psi(r^*) . r^* dr^* \right) \quad 3.31$$

$$I_{mig} = - \int_0^{a^*} \lambda^2 \frac{V}{l} . \sigma(r^*) r^* dr^* \quad 3.32$$

Le courant total dans un capillaire peut être décomposé en deux parties, une proportionnelle à la différence de pression et l'autre à la tension :

$$I = \Delta P . \Gamma_1 - V . \Gamma_2 \quad 3.33$$

avec

$$\Gamma_1 = \frac{2.\pi.\lambda^2 . \epsilon . a^{*2}}{4\mu l} \int_0^{a^*} \left(1 - \frac{r^{*2}}{a^{*2}}\right) \psi(r^*) . r^* dr^* \quad 3.34$$

$$\Gamma_2 = \frac{2.\pi.\epsilon^2 \zeta}{l\mu} \int_0^{a^*} \left(1 - \frac{\psi(r^*)}{\zeta}\right) \psi(r^*) r^* dr^* + \int_0^{a^*} \frac{2.\pi.\lambda^2}{l} \sigma(r^*) r^* dr^* \quad 3.35$$

En utilisant le modèle du disque poreux donné au chapitre 2, le courant total dans le disque donné en (3.28) devient donc :

$$I_T = \Delta P . \Xi_1 - V . \Xi_2 \quad 3.36$$

Avec

$$\Xi_{1,2} = \frac{\Psi.A}{\sqrt{\tau}.\pi.a^2}.\Gamma_{1,2} \quad 3.37$$

La puissance électrique consommée par la pompe est donc :

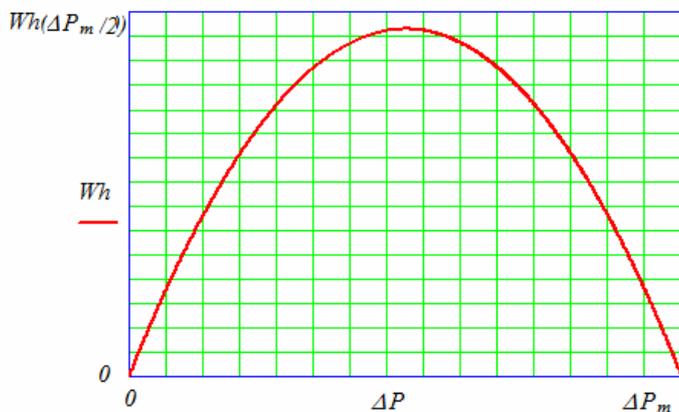
$$W_E(\Delta P) = V.\Xi_1.\Delta P - V^2.\Xi_2 \quad 3.38$$

La puissance hydraulique est donné par :

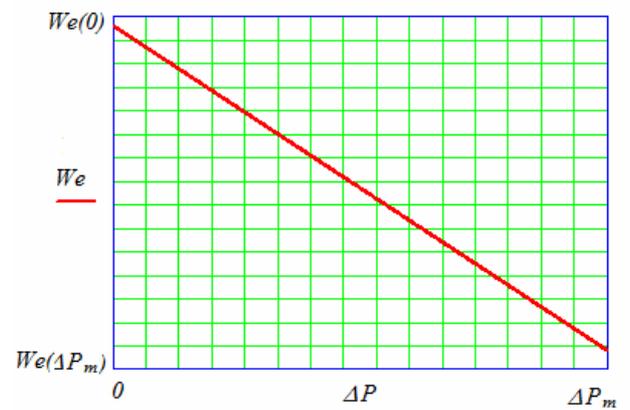
$$W_h(\Delta P) = Q_m.\Delta P \left(1 - \frac{\Delta P}{\Delta P_m}\right) \quad 3.39$$

La variation des puissances hydraulique et électrique en fonction de la pression est représentée sur la figure 3.8.

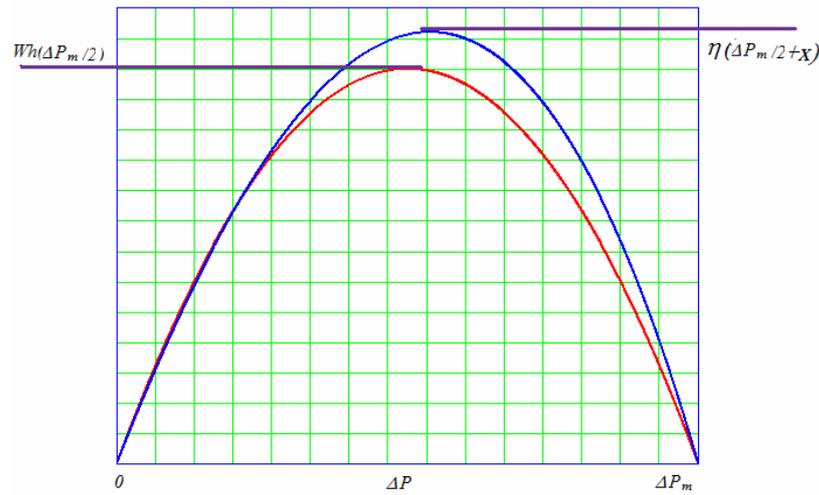
Sur la figure 3.8.a, il faut remarquer que la puissance hydraulique générée par la pompe est nulle à deux points (à la pression maximale et la pression nulle), et qu'elle est maximale à $\Delta P_m/2$. Sur la figure 3.8.b, la puissance électrique consommée par la pompe EO décroît linéairement avec la pression imposée par la charge.



(a) Puissance hydraulique



(b) Puissance électrique



(c) Efficacité thermodynamique

figure 3.8 : Bilan de puissance en fonction de la pression imposée par la charge

La figure 3.8.c montre que l'efficacité thermodynamique maximale n'est pas donnée au point $\Delta P_m/2$. En effet, elle est donnée pour $(\Delta P_m/2)+x$ du fait que la puissance électrique varie également avec la pression imposée par la charge. Donc la question qui se pose est de savoir quel est le point de fonctionnement pour lequel l'efficacité thermodynamique est maximale. Pour répondre à cette question, nous apportons l'analyse analytique suivante.

Tout d'abord, nous définissons la pression normalisée par :

$$\Delta P^* = \frac{\Delta P}{\Delta P_m} \quad 3.40$$

L'équation (3.28) devient alors :

$$\eta(\Delta P^*) = \left| \frac{\alpha \Delta P^* (1 - \Delta P^*)}{\Delta P^* - \beta} \right| \quad 3.41$$

Avec

$$\beta = \frac{V \cdot \Xi_2}{\Delta P_m \cdot \Xi_1} \quad 3.42$$

$$\alpha = \frac{Q_m}{V \cdot \Xi_1} \quad 3.43$$

La dérivée de η par rapport à la pression normalisée donnera :

$$\frac{\partial \eta(\Delta P^*)}{\partial \Delta P^*} = -\alpha \frac{\Delta P^{*2} - 2\beta \Delta P^* + \beta}{(\Delta P^* - \beta)^2} \quad 3.44$$

Le point pour lequel la dérivée de l'efficacité thermodynamique s'annule correspond à l'efficacité thermodynamique maximale. Cette valeur est donnée par :

$$\Delta P_{op}^* = \beta \left(1 - \sqrt{1 - \frac{1}{\beta}} \right) \quad 3.45$$

Le développement en série de Taylor de l'équation (3.45) donne :

$$\Delta P_{op}^* \approx \frac{1}{2} + \frac{1}{8\beta} \quad 3.46$$

Nous avons donc :

$$\eta_{op} = \alpha \frac{\frac{1}{4} - \frac{1}{(8\beta)^2}}{\beta - \frac{1}{2} - \frac{1}{8\beta}} \quad 3.47$$

Comme β est très grand, nous obtenons alors :

$$\eta_{op} \approx \frac{\alpha}{4\beta} \quad 3.48$$

Finalement l'efficacité thermodynamique optimale en fonction du rayon effectif normalisé sera donnée par :

$$\eta_{op}(a^*) \approx \frac{\left[\int_0^{a^*} \left(1 - \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)} \right) \cdot \frac{2r^*}{a^{*2}} dr^* \right]^2}{\sqrt{\tau} \cdot \left[\int_0^{a^*} \left(1 - \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)} \right) \cdot \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)} \cdot r^* dr^* + \int_0^{a^*} \frac{k_B \cdot K \cdot T \cdot \mu}{z \cdot e \cdot \epsilon \cdot \zeta^2} \cosh\left(\frac{z \cdot e \cdot \zeta}{k_B \cdot T} \frac{I_0(r^*)}{I_0(a^*)} r^* dr^* \right) \right]} \quad 3.49$$

3.2 Discussion

Dans la formule (3.49) nous remarquons que l'efficacité thermodynamique dépend de la température, du potentiel zêta (pH), de la viscosité, de la permittivité, du nombre de valence, de la tortuosité et surtout du rayon effectif normalisé.

Il faut noter qu'en approximant la tortuosité à 1, l'efficacité thermodynamique ne dépend plus ni de la longueur du disque ni de sa section. Elle sera donc valable pour n'importe quel disque poreux.

Comme le fluide pompé est en général de l'eau DI, du méthanol ou un électrolyte, la variation de température, de viscosité ($0,2 \times 10^{-3}$ à 2×10^{-3} Pa.s) et de permittivité du liquide est très faible. Il n'y a pas donc d'importance de ces paramètres sur l'efficacité thermodynamique optimale.

La figure 3.9 fournit la variation à la température ambiante de l'efficacité thermodynamique en fonction du nombre de valence du liquide qui a une viscosité de 10^{-3} Pa.s pour un potentiel zêta égale à 100mV. On constate que l'efficacité thermodynamique optimale est plus élevée pour les liquides univalents, et elle sera très faible pour un nombre de valence supérieur à 3.

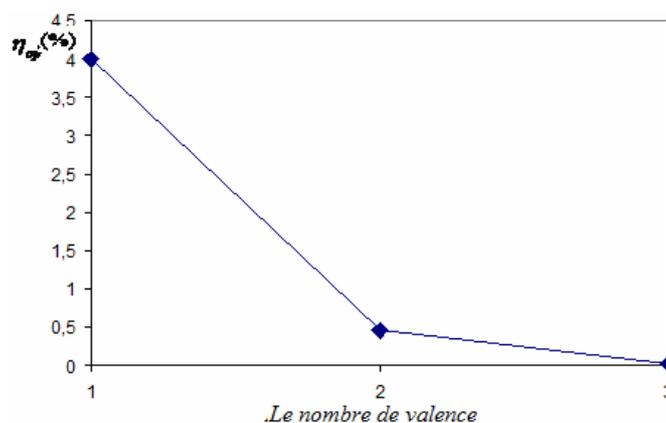


figure 3.9 : Variation de l'efficacité thermodynamique en fonction du nombre de valence

Pour les mêmes conditions et pour un liquide univalent, la figure 3.10 montre que l'efficacité thermodynamique est maximale lorsque le potentiel zêta est égal à 83mV pour $a^* = 4$.

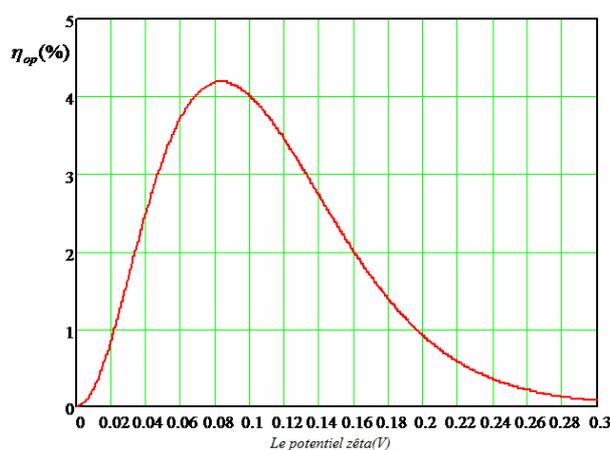


figure 3.10: Variation de l'efficacité thermodynamique en fonction du potentiel zêta

En pratique, pour un disque poreux donné, l'efficacité thermodynamique optimale est contrôlée par la variation du rayon effectif normalisé, qui est directement relié à la

conductivité du liquide. La variation de l'efficacité thermodynamique en fonction du rayon effectif normalisé est présentée sur la figure 3.11. Dans cette configuration, le potentiel zêta est supposé égal à 100mV et le nombre de valence égal à l'unité. Dans la pratique, le rayon effectif normalisé est contrôlé par la variation de la longueur de Debye qui est contrôlée également par la conductivité du liquide. De la figure 3.11, nous constatons que la variation de l'efficacité thermodynamique optimale en fonction du rayon effectif normalisé passe par un maximum. Ce maximum est donné pour un rayon effectif entre trois à quatre fois la longueur de Debye. Cette conclusion sera vérifiée expérimentalement via la pompe électro-osmotique haut débit présentée dans le chapitre précédent.

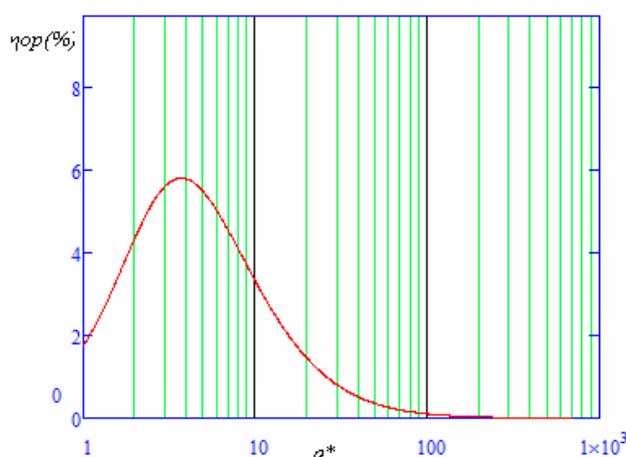


figure 3.11 Variation de l'efficacité thermodynamique en fonction du rayon effectif normalisé

3.3 Validation expérimentale

La pompe électro-osmotique haut débit a été utilisée afin de valider la formule analytique de l'efficacité thermodynamique développée préalablement. Cette validation consiste à comparer la variation de l'efficacité thermodynamique en fonction du rayon effectif normalisé. Ce dernier peut être modifié soit en modifiant la tailles des pores du disque poreux soit en modifiant la longueur de Debye. La deuxième solution est la plus pratique car la modification de la longueur de Debye peut être contrôlée par la modification de la conductivité du liquide. Pour cette expérience, des électrolytes de NaCl avec différents conductivités ont été utilisés.

Le rayon effectif normalisé en fonction de la conductivité du liquide est présenté dans le tableau 3.1.

tableau 3.1 : rayon effectif normalisé en fonction de la conductivité pour un rayon effectif de 0,75 μm .

Conductivité $\mu\text{S/m}$	5	25	110	300	734	1000
$\lambda(\mu\text{m})$	0.373	0.167	0.079	0.048	0.031	0.026
a^*	2.0	4.5	9.4	15.6	24.4	28.5

Pour chaque rayon effectif normalisé nous avons mesuré la pression maximum, le débit maximum, le courant statique et le courant dynamique par la métrologie développée dans le chapitre 2.

Ensuite l'efficacité thermodynamique optimale est calculée approximativement au point $\Delta P_m/2$. Elle est donnée par :

$$\eta_{\text{exp,opt}} = \frac{\frac{Q_m}{2} \cdot \frac{\Delta P_m}{2}}{V \cdot \frac{I_{Q_m} + I_{\Delta P_m}}{2}} \quad 3.50$$

Ici V est la tension appliquée à la pompe. La variation de l'efficacité thermodynamique optimale en fonction du rayon effectif normalisé est présentée sur la figure 3.12. Sur cette figure, l'allure de l'efficacité thermodynamique optimale est très similaire à celle tracée théoriquement sur la figure 3.11. En effet l'efficacité thermodynamique est faible pour de faibles rayons effectifs normalisés puis elle passe par un maximum et ensuite elle décroît pour des rayons très grands. Ceci reste cohérent avec l'étude théorique. Il faut noter que l'efficacité thermodynamique est plus faible. Ceci peut s'expliquer par le fait que la tension utilisée pour calculer l'efficacité thermodynamique est la tension appliquée à la pompe et non la tension appliquée au disque poreux. Rappelons que nous n'avons pas tenu compte des pertes (électrochimiques et ohmiques) entre les électrodes et le disque poreux.

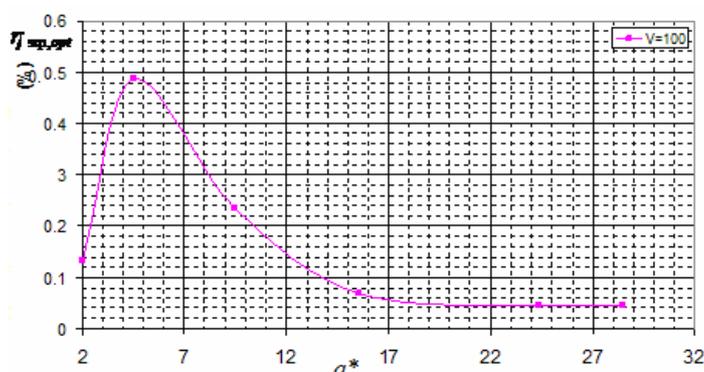


figure 3.12: Variation de l'efficacité thermodynamique optimale mesurée expérimentalement en fonction du rayon effectif normalisé

4 Etude thermodynamique et électrochimique d'une pompe EO capillaire

Dans ce paragraphe nous allons exposer une étude thermodynamique d'une pompe EO capillaire dans l'objectif de déterminer les bilans énergétiques et les pertes produites par l'électro-osmose.

Nous supposons qu'une conduite cylindrique en silice est utilisée avec l'eau DI comme liquide de fonctionnement. Le schéma du bilan énergétique est représenté sur la figure suivante.

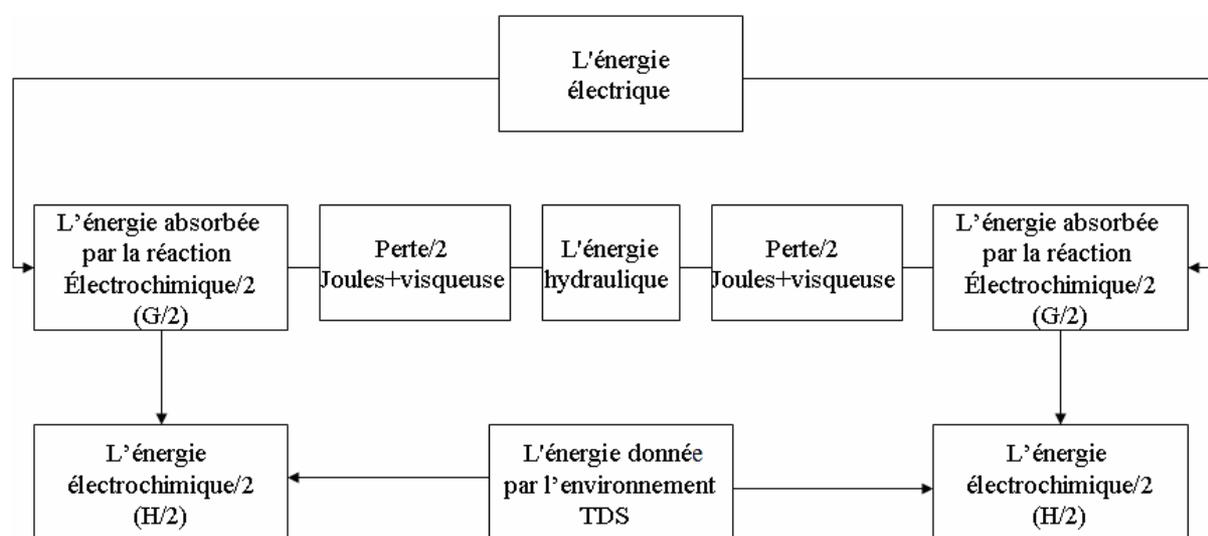


figure 3.13: Diagramme du bilan énergétique dans une pompe EO.

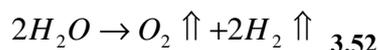
La puissance totale est la puissance donnée par l'alimentation électrique. Une partie de cette puissance se transforme en énergie hydraulique, une autre partie est dissipée en pertes Joules, une troisième partie est perdue par frottements visqueux et la dernière partie est consommée par les réactions électrochimiques. Une partie de cette dernière est donnée par l'environnement. Le bilan de puissance est donc :

$$W_E = W_h + W_j + W_v + W_{chim} \quad 3.51$$

Dans la section suivante nous allons déterminer la puissance électrochimique.

4.1 Détermination de la puissance électrochimique

Nous allons faire une étude de l'électrolyse pour une mole d'eau. Cette dernière produit une mole d'hydrogène et une demi mole d'oxygène sous leurs formes diatomiques normales, selon l'équation chimique suivante :



Dans la réaction électrochimique globale, on a plusieurs énergies :

- L'enthalpie de la réaction chimique.
- L'énergie électrique donnée par l'alimentation électrique (dans ce cas c'est l'énergie libre de Gibbs). Ceci est l'énergie à identifier.
- Le travail dû au changement du volume des gaz.
- L'énergie provenant de l'environnement due au changement de l'entropie du système.

Pour pouvoir dissocier l'eau il faut que le système reçoive une énergie minimale, cette énergie n'est que l'enthalpie (ΔH) nécessaire pour effectuer la réaction chimique. D'après la première loi de la thermodynamique :

$$H = U + P.Vol \quad 3.53$$

avec U, H l'énergie interne et l'enthalpie du système.

Cependant, l'enthalpie n'est pas égale à l'énergie électrique. Puisque l'entropie augmente au cours de la dissociation, la quantité $T\Delta S$ peut être fournie par l'environnement à la température T. L'énergie qui doit être fournie par la source de tension est réellement présentée par le changement de l'énergie libre de Gibbs. Le tableau 3.2 fournit l'enthalpie et l'entropie de l'eau, de l'hydrogène et de l'oxygène extraites du tableau de propriétés thermodynamiques.

tableau 3.2 : Propriétés thermodynamiques des différents fluides (pour une mole d'eau)

Quantité	H ₂ O	H ₂	0,5 O ₂	Changement
Enthalpie	-285,83 kJ	0	0	$\Delta H = 285,83$ kJ
Entropie	69,91 J/K	130,68 J/K	0,5 x 205,14 J/K	$T\Delta S = 48,7$ kJ

Détermination de l'enthalpie :

En respectant le sens de la réaction chimique, l'enthalpie est donnée par :

$$\Delta H(\text{réaction}) = \Delta H_{(H_2)} + \frac{1}{2} \Delta H_{(O_2)} - \Delta H_{(H_2O)} \quad 3.54$$

On trouve : $\Delta H(\text{réaction}) = 285,83 \text{ kJ}$

Détermination du travail :

Le travail est donné par :

$$TR = P\Delta Vol \quad 3.55$$

Le volume molaire des gaz parfaits pour une température 0°C est : $Volm = 22.4L/mole$

Le nombre de moles total des gaz est : $n_m = 1.5moles$,

Pour une pression atmosphérique et une température ambiante, la variation de volume est :

$$\Delta Vol = n_m \cdot Volm \cdot \frac{298}{273} \quad 3.56$$

L'application numérique de l'équation (3.55) donnera :

$$TR = 3715J \quad 3.57$$

Détermination de l'énergie interne :

La variation de l'énergie interne est donnée par :

$$\Delta U = \Delta H - P\Delta Vol \quad 3.58$$

Pour une mole d'eau l'énergie interne est égale à :

$$\Delta U = 282.1kJ \quad 3.59$$

Détermination de l'entropie :

$$\Delta S_{(réaction)} = \Delta S_{(H_2)} + \frac{1}{2} \Delta S_{(O_2)} - \Delta S_{(H_2O)} \quad 3.60$$

Pour une température de 25° (298K) On aura :

$$T\Delta S_{(réaction)} = 48.7kJ \quad 3.61$$

L'énergie libre de Gibbs est donnée par:

$$\Delta G = \Delta H - T\Delta S \quad 3.62$$

Toutes ces énergies sont calculées pour une mole d'eau. Pour passer à la puissance on calcule combien de moles d'eau sont dissociées par seconde. Pour obtenir ensuite la puissance électrochimique, nous multiplions l'énergie libre de Gibbs par le débit molaire.

$$W_{chem} = \Delta G \cdot N_{H_2O} \quad 3.63$$

avec N_{H_2O} le débit molaire de l'eau. Pour calculer ce débit molaire, nous commençons par déterminer le débit molaire de la réaction qui est donné par la loi de Faraday :

$$N_e = \frac{I_T}{F} \quad 3.64$$

avec F la constante de Faraday.

A partir de l'équation (3.52) nous pouvons déduire que le débit molaire de l'eau est le même que celui de l'hydrogène qui est le double de l'oxygène.

$$N_{H_2O} = N_{H_2} = \frac{N_{O_2}}{2} = \frac{N_{H^+}}{2} = \frac{N_{e^-}}{2} = \frac{I}{2.F} = N \quad 3.65$$

Le débit molaire de l'eau peut être alors exprimé par :

$$N_{H_2O} = \frac{m}{t.M} = \frac{\rho.Vol}{t.M} = \frac{\rho.Q_{H_2O}}{M} = \frac{I}{2.F} \quad 3.66$$

avec m et M respectivement la masse et la masse molaire de l'eau. Par exemple pour un courant de 5mA, le débit molaire de l'eau est égal à $2,6 \times 10^{-8}$ mole/s.

Le tableau suivant représente le bilan de puissances pour ce même courant de 5mA. Nous remarquons que le travail dû au changement de volume des gaz est négligeable devant les autres puissances.

tableau 3.3: Bilan de puissances électrochimiques pour un courant de 5mA

La puissance absorbée par la réaction	7,4mW
La puissance donnée de l'environnement	1,25mW
la puissance due au dégagement de volume des gaz	72,5μW
la puissance électrique donnée par la source de tension	6,15mW

Finalement le bilan de puissance total d'une pompe EO sera donné par :

$$VI_T = \iiint_V u(r) \cdot \frac{dP}{dx} \cdot r dr d\theta dz + \iiint_V \sigma(r) \cdot E^2 \cdot r dr d\theta dz + \iiint_V \mu \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial r}\right)^2 r dr d\theta dz + \Delta G \cdot N \quad 3.67$$

Nous avons vu dans le chapitre 2 que la puissance électrique consommée par la pompe électro-osmotique pour un courant de 5mA était approximativement de 1W. Cette valeur est

très élevée devant la puissance absorbée par la réaction chimique (6,15mW). Vu la très faible efficacité thermodynamique de la pompe, nous pouvons donc conclure que la majorité des pertes dans la pompe le sont à causes du courant (pertes Joule) et des frottements visqueux.

4.2 Détermination des pertes de liquide

Dans cette partie, nous allons calculer le volume d'eau perdue et celui des gaz formés. D'après l'équation (3.66), le débit volumique d'eau perdue peut être exprimé par :

$$Q_{H_2O} = \frac{MN}{2\rho} \quad 3.68$$

Pour calculer les débits volumiques de H₂ et O₂ formés, nous les considérons comme des gaz parfaits :

$$Q_{H_2} = N.Volm. \frac{298}{273} \quad 3.69$$

$$Q_{O_2} = \frac{N}{2}.Volm. \frac{298}{273} \quad 3.70$$

Pour un courant de 1mA, le volume d'eau perdu est de 5nL/min, celui de l'hydrogène et l'oxygène est de 7,6µL/min et 3,8 µL/min respectivement. En conclusion pendant une semaine nous allons perdre 0,06mL d'eau et nous allons produire 0,08L d'hydrogène et 0,04L d'oxygène. Ces productions de gaz sont considérées parmi les inconvénients majeurs de la pompe électro-osmotique fonctionnant en continu car il faut constamment remplir les réservoirs par du liquide perdu lors de l'électrolyse.

5 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons effectué des simulations sur les facteurs influents l'électro-osmose comme le potentiel interne, la longueur de Debye et la conductivité du liquide. Nous avons vu que les profils de ces grandeurs dans une conduite cylindrique varient essentiellement en fonction de la fonction de Bessel du premier ordre.

Nous avons ensuite développé une formule analytique de l'efficacité thermodynamique d'une pompe EO poreuse en fonction des propriétés géométriques et physiques. Nous avons vu que l'efficacité thermodynamique optimale d'une pompe EO ne pouvait pas dépasser quelques pourcents. Nous avons montré que l'efficacité thermodynamique optimale est grande pour les liquides univalents. Nous avons constaté qu'un potentiel zêta de 83mV donnera une efficacité thermodynamique maximale.

Nous avons montré que l'efficacité thermodynamique optimale était maximum pour un rayon effectif normalisé donné. Cette conclusion a été validée expérimentalement.

Dans une seconde étape, un bilan énergétique d'une pompe EO capillaire a été développé. Nous avons expliqué la faible efficacité thermodynamique par la présence de perte joules et de pertes visqueuses dans la pompe EO.

Finalement nous avons calculé le débit des gaz produits par l'électrolyse, et nous avons conclu que l'alimentation en continu de la pompe électro-osmotique limite sa durée de fonctionnement.

Malgré cette faible efficacité thermodynamique, nous allons étudier dans le chapitre suivant l'utilité d'appliquer une pompe électro-osmotique dans un système de refroidissement en électronique de puissance.

CHAPITRE 4 : SECONDE GENERATION ET APPLICATIONS

CHAPITRE 4 : Seconde Génération & Applications

Liste des figures	95
Nomenclature	96
1 Introduction	97
2 Nouvelle génération	97
2.1 Cconception.....	97
2.2 Les différences par rapport à la pompe DC.....	98
2.3 Caractérisation à vide	99
2.3.1 Test alumine/méthanol	100
2.3.2 Test silice/tétraborate de sodium.....	100
3 Application : refroidissement en électronique de puissance	102
3.1 Bilan énergétique.....	102
3.1.1 Introduction	102
3.1.2 Etude du transfert thermique dans un échangeur	102
3.1.2.1 Cas du refroidissement monophasique.....	104
3.1.2.2 Cas du refroidissement avec changement de phase.....	106
3.2 Mise en oeuvre de la pompe dans un système de refroidissement.....	107
3.2.1 Présentation du système	107
3.3 Résultats	109
4 Application : alimentation d'une pile à combustible à méthanol direct.....	110
5 Conclusion.....	112

Liste des figures

figure 4.1 : Vue éclatée de la pompe AC.....	98
figure 4.2 : Les électrodes et les catalyseurs de la pompe AC.....	99
figure 4.3 : Tests avec l'alumine le méthanol (100%).....	100
figure 4.4 : Test silice tétraborate de sodium pour une fréquence de 0,02Hz et une tension de 200V.....	101
figure 4.5 : Echangeur thermique.....	103
figure 4.6 : Profil de température.....	104
figure 4.7 : Dimensions du refroidisseur.....	108
figure 4.8 : Redressement hydraulique.....	108
figure 4.9 : Boucle de refroidissement.....	109
figure 4.10 : Evolution des températures et de la résistance thermique du système en fonction du flux de chaleur.....	110
figure 4.11 : La pile à méthanol direct développée par Toshiba [95].	111
figure 4.12 : Utilisation de la pompe électro-osmotique avec la pile à méthanol.....	112

Nomenclature

C	Chaleur spécifique du liquide caloporteur (J/kg/K)
Dh	Diamètre hydraulique (m)
H	Hauteur du refroidisseur (m)
L	Longueur de l'échangeur (m)
L_v	Chaleur latente (J/kg)
Nu	Nombre de Nusselt
P_E	Puissance évacuée par le composant de puissance (W)
ΔP_1	Pertes de charges (Pa)
ΔP_O	Pression de fonctionnement (Pa)
Q_O	Débit volumique de fonctionnement (mL/min)
Q_v	Débit de vapeur (mL/min)
Re	Nombre de Reynolds
Rcap	Résistance thermique due au changement de la température du liquide (K/W)
Rcon	Résistance thermique entre la paroi et le liquide (K/W)
S	Surface d'échange (m ²)
T	Température (K)
W	Largeur du côté de refroidisseur (m)
e	Côté d'un mini canal (m)
h	Coefficient d'échange convectif (W.m ⁻² .K ⁻¹)
k_l	Conductivité thermique du liquide caloporteur (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)
\dot{m}	Débit massique (kg/min)
u	Vitesse du liquide (mL/min)

Symboles grecs

ρ	Masse volumique du fluide (kg/m ³)
μ	Viscosité (Pa.s)

Indices

a	ambiante
ef	échangeur
l,e	liquide d'entrée
l,s	liquide de sortie
P,e	paroi d'entrée
P,s	paroi de sortie
EO	Electro-osmotique
AC	En alternatif
DC	En continu

1 Introduction

Nous avons vu dans les chapitres précédents que la pompe électro-osmotique DC présentait un problème de fiabilité à cause de la génération de bulles de gaz par l'électrolyse. Ces bulles vont avec le temps vider les réservoirs de liquide. Le fonctionnement en continu n'est pas donc adapté aux applications nécessitant une longue durée de fonctionnement comme le refroidissement des composants de puissance. Pour résoudre ces problèmes, une pompe électro-osmotique AC a été fabriquée.

Dans ce dernier chapitre nous allons présenter dans un premier temps la conception d'une pompe électro-osmotique fonctionnant en AC. Après la caractérisation de cette nouvelle pompe, celle-ci sera appliquée à un système de refroidissement. Nous présentons le refroidisseur à mini canaux qui sera testé avec la pompe. Nous montrerons ensuite les avantages et les inconvénients que présente la nouvelle génération par rapport à la pompe électro-osmotique DC. A la fin de ce chapitre nous parlerons d'une autre application envisagée de la pompe électro-osmotique. En effet, nous étudierons la possibilité d'utiliser la pompe électro-osmotique pour alimenter une pile à combustible à méthanol direct (DMFC).

2 Nouvelle génération

2.1 Conception

Le principe de fonctionnement de base de la pompe électro-osmotique AC n'est pas différent de celui de la première génération. Par contre des améliorations ont été faites afin de résoudre les problèmes de la pompe DC. La figure 4.1 représente une vue éclatée de la pompe AC. Sur cette figure, nous trouvons : deux chambres d'électrode (A), deux collecteurs (B), deux électrodes/catalyseurs (C), des joints toriques (D) et les supports (E) du disque poreux (F).

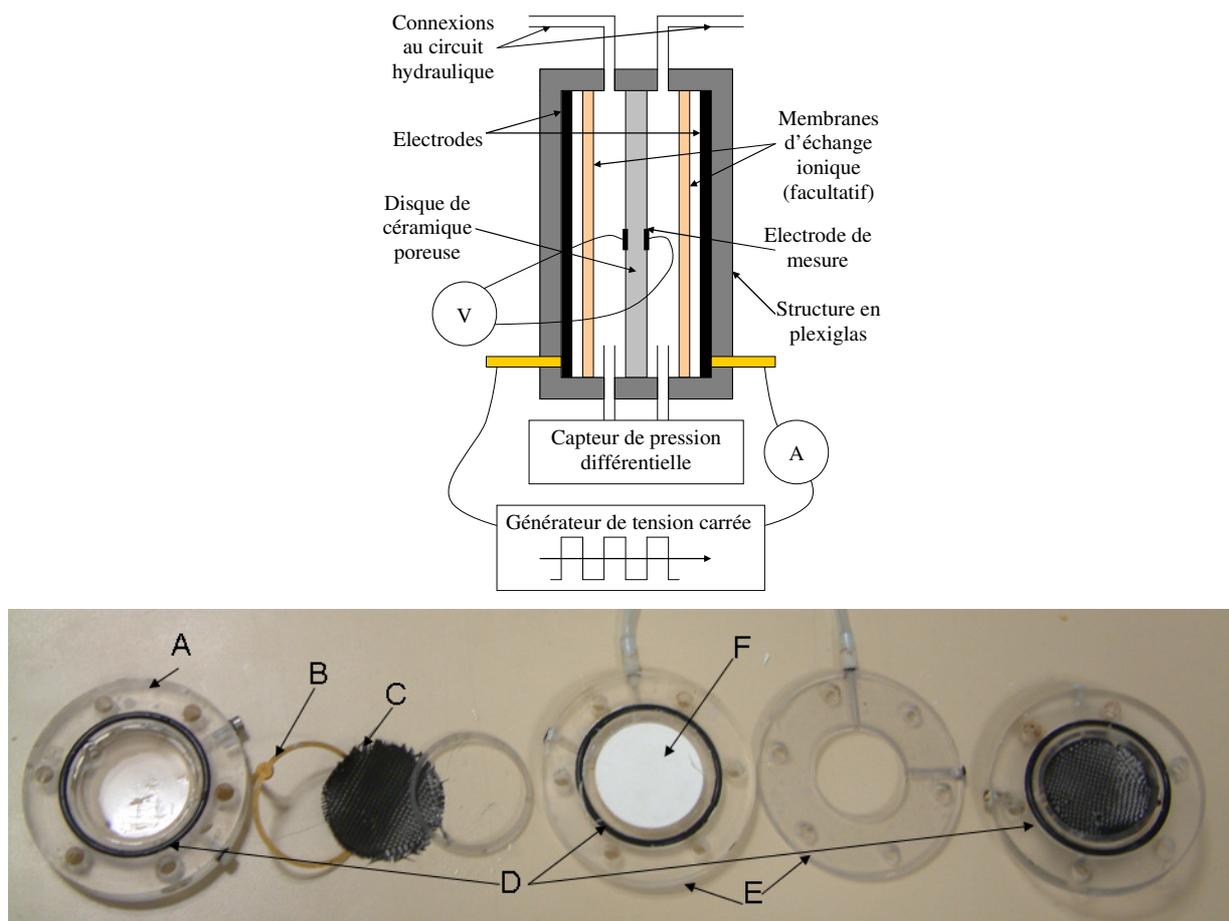


figure 4.1 : Vue éclatée de la pompe AC.

2.2 Les différences par rapport à la pompe DC

Afin de faciliter l'usinage de la pompe, la structure n'est plus parallélépipédique mais cylindrique. L'étanchéité entre les différentes plaques de la pompe est améliorée en utilisant des joints toriques (D) à la place du silicone sauf autour du disque poreux. Au niveau du collecteur (B), une tige est utilisée à la place du fil multibrin afin d'éviter les fuites de liquide. L'utilisation d'une tension AC va stabiliser le pH à l'intérieur de la pompe et les bulles ne se produiront plus. Les membranes d'échange ionique peuvent donc être éliminées.

Le changement principal est fait au niveau des électrodes. Rappelons que l'objectif du fonctionnement alternatif est d'éviter la production de bulles de gaz. Pour ce faire, les bulles produites dans la première demi période doivent être consommées dans la seconde demi période. Un catalyseur est donc nécessaire. La figure 4.2 représente une vue de l'électrode/catalyseur utilisé dans la pompe AC. Ce dernier a été développé par le Laboratoire d'Electrochimie et de Physicochimie des Matériaux et des Interfaces de Grenoble (LEPMI). Deux nappes en carbone ont été mises en sandwich pour former l'électrode. Un dépôt de

platine a été effectué sur une de ces deux nappes afin de réaliser le catalyseur. Les électrodes en carbone sont fixées sur les collecteurs par un support en plexiglas. Dans la première demi période des bulles de gaz vont être produites et bloquées entre les nappes en carbone. Dans la seconde demi période ces bulles vont ensuite être consommées en produisant de l'eau. La génération de ces bulles est contrôlée par la fréquence de fonctionnement et par la conductivité du liquide (le courant). Nous allons présenter par la suite la caractérisation à vide de la pompe AC.

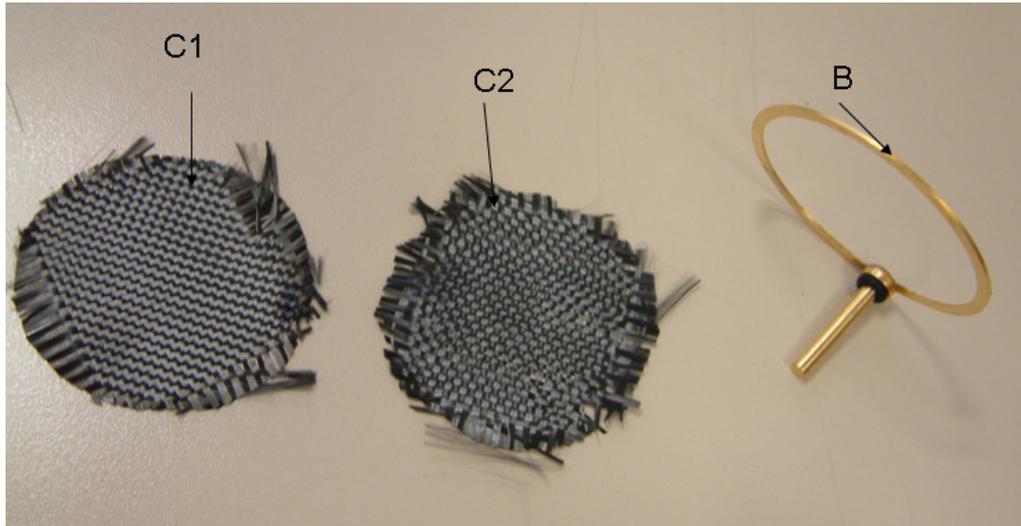


figure 4.2 : Les électrodes et les catalyseurs de la pompe AC

2.3 Caractérisation à vide

Nous avons vu dans le chapitre 2 que la pompe électro-osmotique à base de silice ou bien d'alumine pouvait fonctionner avec plusieurs liquides. Pour l'application de la pile à combustible à méthanol direct, nous avons besoin d'une pompe haute pression avec un débit faible. Nous allons donc tester la pompe AC à base d'alumine avec le méthanol (100%). Pour l'application de refroidissement des composants de puissance, nous avons besoin d'un débit relativement élevé (quelques mL/min). Zeng et coll. [ZEN.24] ont testé leur pompe avec une solution de tétraborate de sodium afin de stabiliser le pH. Nous allons tester donc la pompe AC à base de silice avec une solution de tétraborate de sodium afin de stabiliser le pH d'une part et d'augmenter le débit du liquide d'autre part.

La métrologie utilisée pour caractériser la pompe AC est la même que celle présentée au chapitre 2 : le débit maximum est mesuré à l'aide d'une balance et la pression maximale par un capteur de pression. La pompe est commandée par une tension carrée de deux fréquences : 0,02Hz et 0,2Hz.

2.3.1 Test alumine/méthanol

Comme le pH du méthanol est très proche du point isoélectrique de l'alumine, nous avons utilisé pour ce test des membranes d'échange anodique. La figure 4.3 représente la variation du débit maximum et du courant dynamique de la pompe pour une tension +/-200V à 0,02Hz. Sur cette figure, le débit maximum est d'environ 1,5mL/min et le courant est de 3,5mA. Ces petites valeurs sont dues à la très faible conductivité électrique du méthanol. La pression maximale mesurée est d'environ 0,25atm à 200V. Aucune bulle n'a été observée dans le circuit hydraulique.

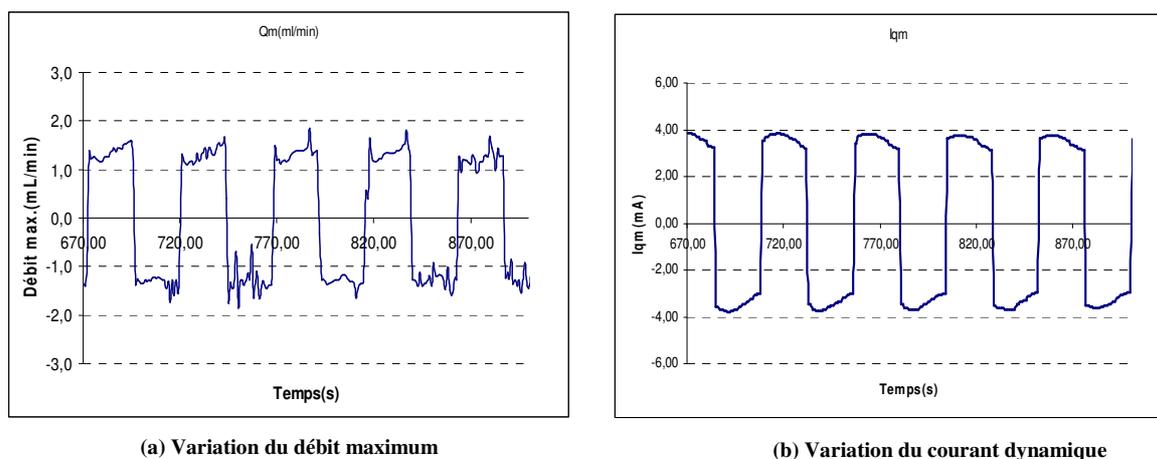


figure 4.3 : Tests avec l'alumine le méthanol (100%)

La pompe électro-osmotique a fonctionné avec le méthanol pour plusieurs concentrations (de 10% à 100%) avec une très faible consommation électrique grâce à sa faible conductivité électrique. Nous allons présenter plus tard une étude sur l'utilisation de la pompe électro-osmotique pour alimenter par le méthanol une pile à combustible à méthanol direct.

2.3.2 Test silice/tétraborate de sodium

Mesures à fréquence 0,02 Hz

Nous avons effectué les tests avec une tension de +/-200V. La figure 4.4 représente l'évolution du courant et du débit dans ces conditions. Nous voyons sur ces deux figures que le courant dans la pompe est proche de 60mA et que le débit vaut 20mL/mn. Contrairement au test avec le méthanol, dans ce cas nous avons vu apparaître des bulles dans la pompe pour cette fréquence. Néanmoins, nous pouvons observer que le débit n'est pas totalement symétrique ce qui est difficilement explicable au vu de la symétrie du dispositif. Il est possible

que la présence de ces bulles ait entraîné cette dissymétrie de fonctionnement. Afin d'éliminer l'apparition des bulles, nous avons décidé d'augmenter la fréquence d'utilisation.

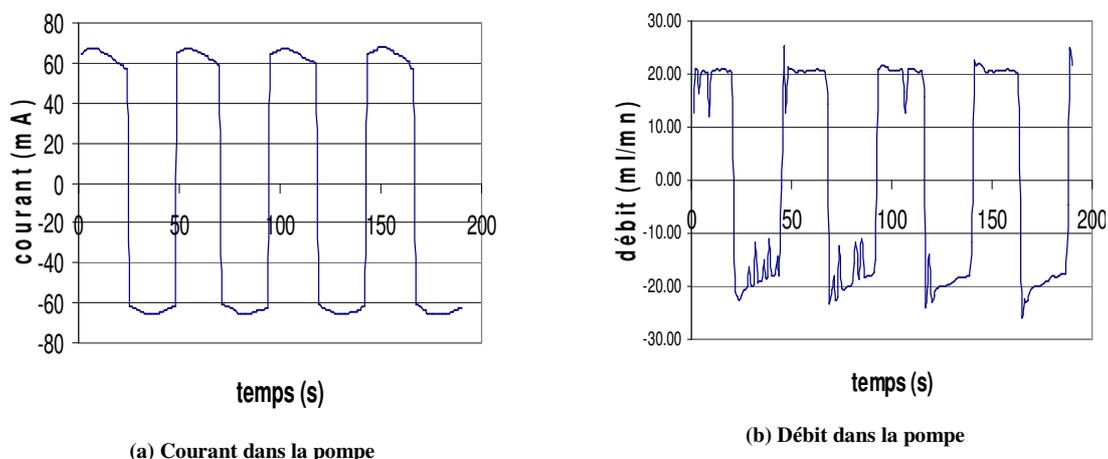


figure 4.4 : Test silice/tétraborate de sodium pour une fréquence de 0,02Hz et une tension de 200V

Mesures à fréquence 0,2 Hz

Les mesures que nous avons effectuées à cette fréquence nous ont permis d'obtenir des formes d'onde de courant et de débit quasiment identiques à celles présentées pour la fréquence de 0,02Hz. Nous avons remarqué qu'aucune bulle n'est apparue lors de la première demi-heure de fonctionnement.

Le débit obtenu est proche de 20 mL/mn. Nous avons pu mettre en évidence l'influence de la fréquence de fonctionnement sur la génération de bulles. Il est probable qu'une meilleure catalyse aurait pu diminuer leur apparition. La mesure du courant nous renseigne sur la puissance dissipée par la pompe. La tension étant de 200V et le courant de 60mA, cette puissance est donc de 12W. Ceci s'est donc traduit par une température du fluide très importante au bout de plusieurs heures de test. Il est probable que cette augmentation de température soit à la source de l'apparition de petites bulles dues à l'évaporation du fluide dans le circuit hydraulique proche de la pompe. L'amélioration du rendement de cette pompe devra donc passer par la mise en œuvre d'électrodes les plus rapprochées possible de disque de céramique afin de pouvoir utiliser des fluides moins conducteurs et éviter ainsi de tels niveaux de dissipation thermique. Enfin, nous avons vu que les phénomènes ne sont pas tout à fait symétriques. Si nous voulons avoir un système qui soit totalement équilibré au niveau des réactions chimiques aux électrodes, il est probable qu'une commande en courant soit plus adaptée qu'une commande en tension.

Nous allons maintenant présenter l'application de la pompe AC au refroidissement des composants de puissance.

3 Application : refroidissement en électronique de puissance

3.1 Bilan énergétique

A partir du débit et de la pression délivrés par la pompe électro-osmotique, nous allons faire une étude énergétique afin de prévoir la densité de flux de chaleur que nous pouvons évacuer avec une telle pompe. Nous allons traiter ici les cas où le refroidissement est fait par convection forcée avec ou sans changement de phase.

3.1.1 Introduction

Les phénomènes physiques rentrant en jeu pour estimer la puissance maximum qu'un composant peut dissiper sont assez différents si l'échange thermique par convection est accompagné ou non d'un changement d'état.

Lorsqu'il n'y a pas d'ébullition, le liquide s'échauffe au contact du refroidisseur d'une quantité proportionnelle au flux imposé. Lorsqu'il y a changement d'état, c'est-à-dire que la température du liquide dépasse sa température de saturation lors de son passage dans le refroidisseur, le liquide continue à absorber de l'énergie sans pour autant avoir une augmentation de sa température. Ainsi, pour un débit donné, la puissance maximale sera supérieure si il y a un changement de phase.

Dans cette partie, nous allons traiter le cas d'un refroidisseur à micro ou minicanaux et nous essaierons d'estimer quelle est la valeur maximale des pertes que le composant peut accepter. Pour cela, nous supposerons que le fluide caloporteur est de l'eau (masse volumique $\rho=1000$ kg/m³, chaleur latente $L_v=2.3*10^6$ J/kg et chaleur spécifique $C=4000$ J/kg/K).

3.1.2 Etude du transfert thermique dans un échangeur

Nous avons montré dans le Chapitre 1 que les pompes électrocinétiques y compris les pompes électro-osmotiques généraient un débit assez faible. Derosiaux et coll. [DER10] ont montré que les micro et mini-échangeurs sont parmi les solutions les plus adaptées pour ce type de pompes. En revanche les micro-structures demandent une pression élevée, ce qu'il est facile d'obtenir avec une pompe électro-osmotique. Nous allons donc dimensionner un mini-

refroidisseur afin de déterminer la chaleur qui peut être évacuée en l'associant à une pompe électro-osmotique.

Nous avons fait le choix d'étudier le refroidisseur représenté sur la figure 4.5 car ses dimensions permettent de faire quelques simplifications lors des calculs mais cet exemple apporte tout de même une bonne idée des pertes maximale que peut accepter le composant. Cet échangeur a une longueur L , une largeur W et une hauteur H . Nous avons imposé les dimensions suivantes pour les canaux : section de forme carrée de côté $e = W/2$, espacement entre chaque canal égal à e . Les canaux sont centrés dans la hauteur. Dans ce cas de figure, le nombre de canaux est donné par :

$$N = \frac{W}{2e} \quad 4.1$$

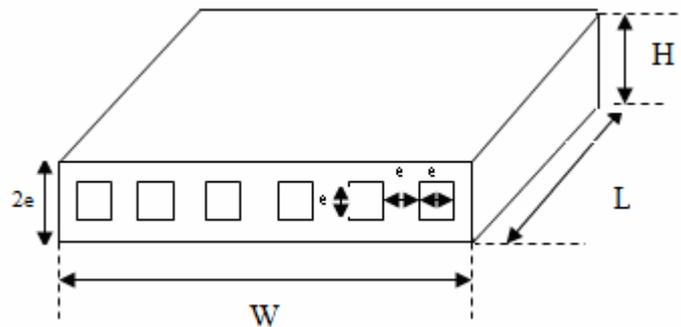


figure 4.5 : Echangeur thermique

Le fluide circulant dans les canaux permet d'évacuer la chaleur dissipée par le composant.

Les hypothèses sont les suivantes :

- La densité de flux de chaleur produite par le composant est uniforme sur la surface supérieure du refroidisseur.
- La conductivité thermique du refroidisseur est très grande :
 - la densité de flux de chaleur est uniforme sur la paroi (surface de contact entre le fluide et le refroidisseur)
 - la température du composant est égale à la température de paroi le long de l'écoulement du fluide.

Nous supposons que la pompe électro-osmotique travaille à proximité de son point de fonctionnement optimal c'est-à-dire qu'elle fournit une pression P_o égale à $\Delta P_m/2$ et que son débit est $Q_o = Q_m/2$.

3.1.2.1 Cas du refroidissement monophasique

Le profil de température dans le cas de la convection forcée simple phase est représenté sur la figure 4.6. Nous distinguons deux résistances thermiques : la première (R_{con}) modélise l'écart de température entre le fluide et la paroi des canaux, la seconde (R_{cap}) est due à l'élévation de température du fluide à mesure qu'il absorbe l'énergie dissipée par le composant. Ces deux résistances sont exprimées par :

$$R_{con} = \frac{1}{hS} \quad 4.2$$

$$R_{cap} = \frac{1}{\rho \cdot Q_o \cdot C} \quad 4.3$$

avec h , S et Q_o respectivement le coefficient d'échange convectif, la surface d'échange et le débit généré par la pompe électro-osmotique.

La résistance thermique totale est égale à la somme des deux précédentes et elle modélise l'écart entre la température de paroi en sortie ($T_{P,s}$) des canaux et la température du fluide à l'entrée ($T_{l,e}$).

$$P_E = \frac{(T_{P,s} - T_{l,e})}{\frac{1}{hS} + \frac{1}{\rho \cdot Q_o \cdot C}} \quad 4.4$$

avec P_E la chaleur produite par le composant électronique.

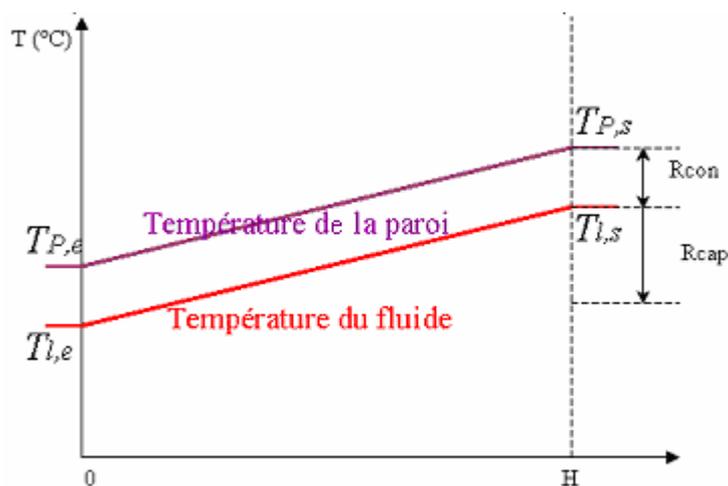


figure 4.6 : Profil de température

En régime établi, les pertes de charges dans cet échangeur sont données en régime laminaire par :

$$\Delta P_l = \frac{64}{\text{Re}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot u^2 \cdot \frac{L}{D_h} \quad 4.5$$

avec Re , u et D_h respectivement le nombre de Reynolds, la vitesse du fluide et le diamètre hydraulique (qui est égal à e dans notre cas).

Rappelons la définition du nombre de Reynolds :

$$\text{Re} = \frac{\rho u D_h}{\mu} \quad 4.6$$

En remplaçant l'expression du nombre de Reynolds (4.6) dans celle des pertes de charge (4.5), nous obtenons :

$$\Delta P_l = 32 \cdot \mu \cdot \frac{Q_o}{S_1} \cdot \frac{L}{D_h^2} \quad 4.7$$

avec S_1 la section totale de l'écoulement qui est donnée par :

$$S_1 = N e^2 = \frac{W \cdot e}{2} \quad 4.8$$

Les pertes de charges seront donc :

$$\Delta P_l = 64 \cdot \mu \cdot \frac{Q_o}{W} \cdot \frac{L}{e^3} \quad 4.9$$

Si nous supposons que les pertes de charge dans le reste du circuit hydraulique sont négligeables devant celles dans le refroidisseur, alors la pression générée par la pompe électro-osmotique (ΔP_o) est égale à ΔP_l . Nous avons alors :

$$\Delta P_o = 64 \cdot \mu \cdot \frac{Q_o}{W} \cdot \frac{L}{e^3} \quad 4.10$$

Cette équation donne donc l'expression optimale de e pour utiliser au mieux la pompe électro-osmotique :

$$e = \sqrt[3]{\frac{64 \cdot \mu \cdot L Q_o}{W \cdot \Delta P_o}} \quad 4.11$$

La surface d'échange est la surface de contact entre le liquide et la paroi du refroidisseur. Elle est donnée dans notre cas par :

$$S = N \cdot 4eL = 2LW \quad 4.12$$

Le coefficient d'échange thermique est donné en fonction du nombre de Nusselt :

$$h = \frac{k_l \cdot Nu}{e} \quad 4.13$$

avec k_l la conductivité thermique du liquide caloporteur.

Nous obtenons alors la puissance maximale que peut transférer notre refroidisseur.

$$P_E = \frac{(T_{ef} - T_a)}{\sqrt[3]{\frac{8\mu \cdot L^2 \cdot Q_o}{W^4 k_l^3 Nu^3 \Delta P_o} + \frac{1}{\rho \cdot Q_o \cdot C}}} \quad 4.14$$

Si e est très petit (du μm au mm) alors le nombre de Reynolds est faible et par conséquent le régime est laminaire ce qui donne un nombre de Nusselt égale à 3,66 [MEY.2]. La puissance maximale que peut dissiper le composant ne dépend donc que de Q_o et ΔP_o car le nombre de Nusselt est constant.

Par exemple, avec un échangeur de 1cm de longueur, de 1cm de largeur et de 1cm d'hauteur et avec un débit et une pression de fonctionnement de 10mL/min et 1,5kPa nous pouvons évacuer une densité de chaleur atteignant $56\text{W}/\text{cm}^2$ (équation 4.14).

3.1.2.2 Cas du refroidissement avec changement de phase

Pour ce cas d'étude, nous supposons que le liquide à l'entrée du refroidisseur est à la température de saturation. Nous supposons également que le coefficient d'échange est très grand ce qui a pour conséquence de supposer que la température du composant est égale à cette même température de saturation. Nous pouvons alors écrire la relation suivante entre la puissance dissipée par le composant et le débit massique du fluide :

$$P_E = \dot{m} \cdot L_v \quad 4.15$$

Afin que le système soit toujours refroidi, il faut qu'il soit toujours alimenté en eau. Nous obtenons alors :

$$P_E = Q_o L_v \rho \quad 4.16$$

Par exemple, avec un échangeur de 1cm de longueur, de 1cm de largeur et de 1cm de hauteur et avec un débit de fonctionnement de 10mL/min, nous pouvons évacuer une densité de chaleur pouvant atteindre 380W/cm² (équation 4.16) voire plus si nous supposons que la température du fluide est inférieure à la température de saturation à l'entrée du refroidisseur.

Dans cette partie, nous avons donné des expressions approximatives de la puissance qu'il est possible d'évacuer par convection forcée simple et double phase. Nous avons vu que le refroidissement avec changement de phase permettait de travailler avec des densités de flux de chaleur beaucoup plus importantes (380 W/cm² au lieu de 56 W/cm²). Dans la suite nous allons donc proposer une mise en œuvre de la pompe électro-osmotique AC en utilisant ce genre de refroidisseur.

3.2 Mise en oeuvre de la pompe dans un système de refroidissement

3.2.1 Présentation du système

Au vu des débits présentés dans la partie de caractérisation à vide de la pompe électro-osmotique AC, nous avons décidé de travailler avec un refroidisseur à convection forcée avec changement de phase. Meysenc [MEY.2] a montré que les refroidisseurs à mini-canaux (de diamètre supérieur au mm) permettaient de dissiper des densités de flux très importantes c'est-à-dire supérieures à 350 W/cm² au niveau du composant. Nous avons donc réalisé un refroidisseur de ce type (voir figure 4.7). Le matériau utilisé est du cuivre. Les canaux ont été usinés par électroérosion.

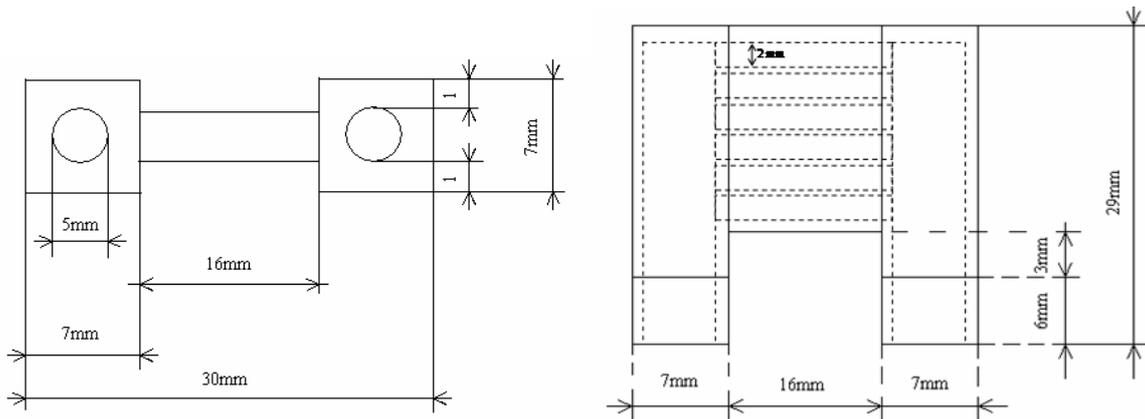


figure 4.7 : Dimensions du refroidisseur

Ce refroidisseur a été mis en série avec le système de pompage et un réservoir (figure 4.9). De part et d'autre du refroidisseur, nous avons utilisé un thermocouple pour mesurer la température d'entrée T_e et la température de sortie T_s du fluide caloporteur. Un troisième thermocouple a été inséré dans le refroidisseur afin de mesurer la température de la paroi T_{ef} . Un débitmètre nous a permis de mesurer le débit en temps réel. La source de puissance a été réalisée à l'aide d'une résistance en silicium de section 1cm^2 .

Nous avons rajouté un système de clapets anti-retour autour de la pompe afin de rendre cet écoulement unidirectionnel vis-à-vis du circuit extérieur (figure 4.8)

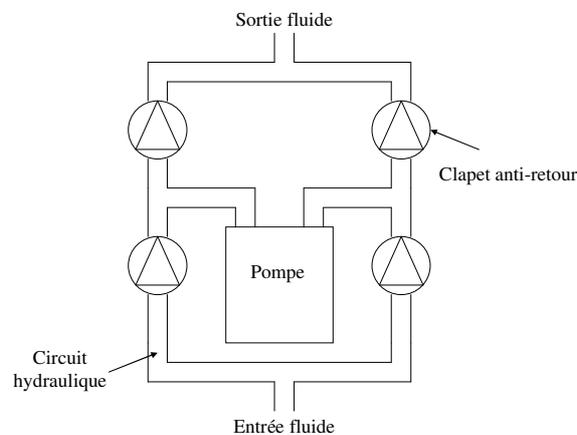


figure 4.8 : Redressement hydraulique

Le fluide caloporteur est une solution aqueuse de tétraborate de sodium. Nous avons diminué la conductivité du fluide par rapport aux tests présentés dans la partie précédente à $35\ \mu\text{S/m}$ afin de réduire l'échauffement de la pompe et ainsi pouvoir rallonger la durée des tests. La fréquence de la source de tension de la pompe est de $0.4\ \text{Hz}$ et la tension égale à $\pm 200\text{V}$. Nous avons mesuré un débit moyen proche de 11ml/mn . Nous avons remarqué que le débit était très irrégulier du fait du changement de polarité de la source de tension. En effet, lors du

changement de sens du débit, il y a une forte fluctuation de ce dernier probablement due à la présence des clapets anti-retour qui ne commutent pas instantanément. Ainsi, pour un débit de 15ml/mn en fonctionnement de la pompe en continu, nous obtenons en alternatif une forte fluctuation du débit ce qui entraîne une valeur moyenne plus faible.

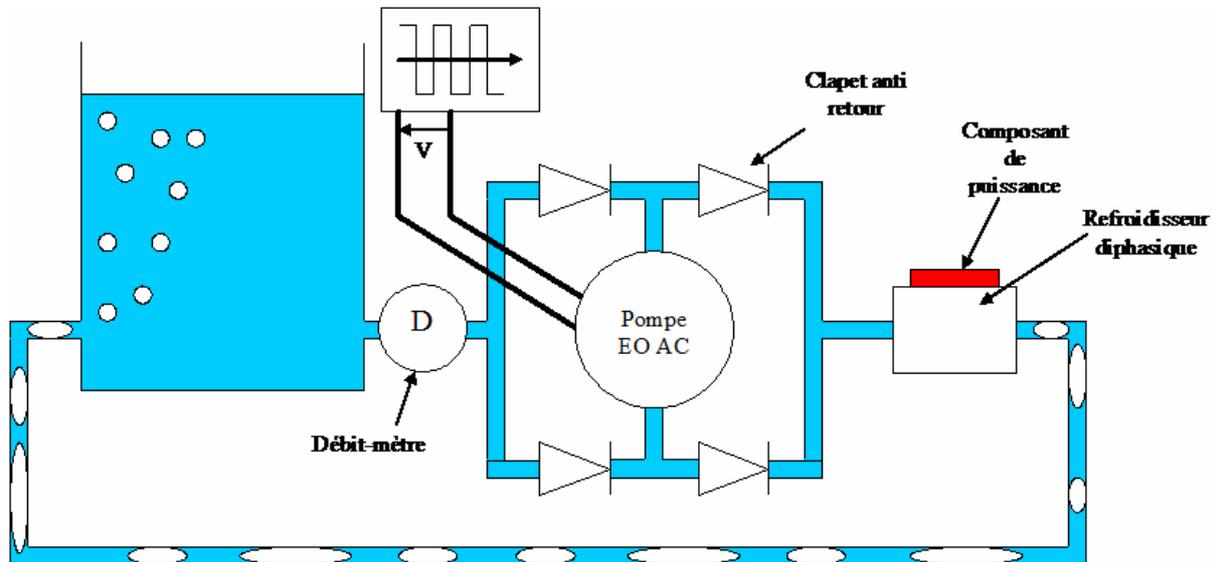


figure 4.9 : Boucle de refroidissement

3.3 Résultats

La figure 4.10 présente l'évolution de la température de la paroi du refroidisseur, de la température du fluide à l'entrée de ce même refroidisseur et de la température à la sortie. Nous avons également représenté la résistance thermique du refroidisseur définie comme la différence entre la température du refroidisseur et la température d'entrée, divisée par le flux de chaleur. Nous pouvons observer que les températures du refroidisseur et de la sortie augmentent quasiment linéairement (i.e. résistance thermique quasi constante) jusqu'à une puissance proche de 60W. A partir de cette valeur de flux, le fluide commence à s'évaporer et donc la température de sortie reste proche de 100°C c'est-à-dire proche de la température de saturation de l'eau à 1 bar. De son côté la température du refroidisseur reste assez stable puisque la résistance thermique diminue sous l'influence de la forte augmentation du coefficient d'échange due à l'ébullition.

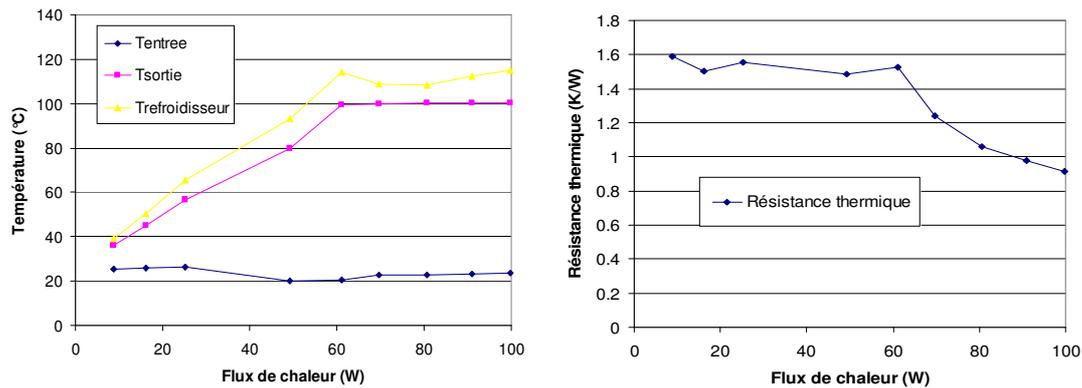


figure 4.10 : Evolution des températures et de la résistance thermique du système en fonction du flux de chaleur

Nous avons pu mettre en évidence que la pompe électro-osmotique pouvait être utilisée pour refroidir un composant de puissance puisqu'une densité flux de $100\text{W}/\text{cm}^2$ a été évacuée au niveau du composant dissipant. Nous aurions pu augmenter assez largement cette puissance en augmentant la tension d'entrée de la pompe ce qui aurait eu pour intérêt d'augmenter le débit. Nous avons cependant limité le niveau de tension car le courant mesuré était de l'ordre de 30mA ce qui a entraîné un échauffement assez important de la pompe et donc nous a limité sur la durée des tests. Cet échauffement a entraîné également l'apparition de bulles qu'il a fallu évacuer entre 2 batteries de tests.

4 Application : alimentation d'une pile à combustible à méthanol direct

Dans certaines applications des systèmes portables comme les ordinateurs portables, nous avons besoin d'une source d'énergie puissante et de petit volume au même temps. Parmi ces sources se trouve la pile à combustible. Il y a plusieurs types de piles à combustible : la pile à hydrogène, la pile à méthanol direct, la pile alcaline... La pile à hydrogène délivre une puissance variant de $0,1$ à 500 kW , et elle est déjà commercialisée par plusieurs entreprises comme Dupont, ReliOn, 3M... Cette pile peut générer une puissance très élevée mais la manipulation de l'hydrogène est très difficile. De son côté, le méthanol est plus facile à manipuler et à stocker. En réalité la pile à méthanol direct est toujours en développement et elle n'a été commercialisée que ces dernières années par quelques entreprises comme Toshiba (figure 4.11) [CRO.95].



figure 4.11 : La pile à méthanol direct développée par Toshiba [95].

Les piles à méthanol direct sont basées sur l'oxydation du méthanol sur une couche de catalyseur afin de former du dioxyde de carbone. De l'eau est consommée à l'anode et est produite à la cathode. La concentration du méthanol par rapport à l'eau dépend de la gamme de puissance qui varie entre quelques mW et 100 kW [92].

Dans toutes les piles à méthanol direct commercialisées, le méthanol est injecté manuellement dans la pile. Actuellement l'armée américaine utilise des piles à 99% de méthanol, et l'injection de ce dernier se fait par une mini pompe mécanique haute pression qui est coûteuse et surtout très bruyante. Cette pompe doit être changée tous les trois à quatre jours. Notre partenaire, l'universitaire de Notre Dame a proposé de remplacer cette pompe mécanique par la pompe électro-osmotique. Nous avons vu que la pompe électro-osmotique a bien fonctionné avec le méthanol à plusieurs concentrations, et qu'elle génère une pression élevée et le débit obtenu est dans les gammes du débit de la pompe mécanique utilisée actuellement. Nous avons vu que la puissance électrique consommée par la pompe électro-osmotique est très faible lorsque le fluide de fonctionnement est le méthanol. Donc la pompe électro-osmotique peut être alimentée électriquement par la pile à combustible qui sera elle-même alimentée hydrauliquement par cette pompe électro-osmotique comme il est indiqué sur la figure 4.12.

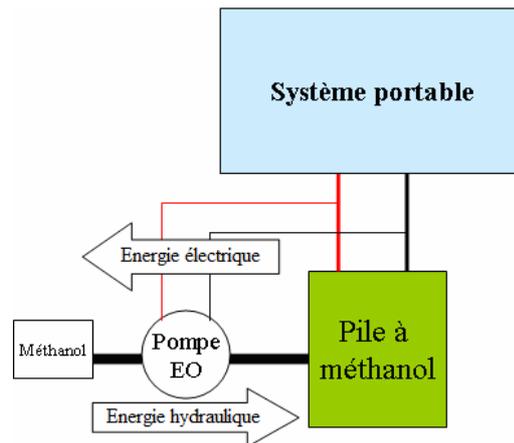


figure 4.12 : Utilisation de la pompe électro-osmotique avec la pile à méthanol

5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté la conception d'une pompe électro-osmotique AC. Nous avons développé une méthodologie pour éviter la génération de bulles par électrolyse. La pompe AC a été testée avec une solution aqueuse de tétraborate de sodium et le méthanol, elle a délivré un débit de 20mL/min dans le premier cas et de 1.5mL/min dans le second pour une tension de 200V et une fréquence de 0,02Hz.

Nous avons constaté que le contrôle de la génération des bulles dépend de la conductivité du liquide et de la fréquence de fonctionnement. Nous avons remarqué que le pompage n'était pas tout à fait symétrique pour les deux périodes. Il est important de noter que l'inconvénient du fonctionnement AC est l'échauffement de la pompe. En effet, le fluide reste confiné à l'intérieur contrairement à une utilisation en continu pour laquelle le fluide ne fait que passer. Il est donc important de limiter les pertes en « resserrant » les électrodes et en utilisant des fluides peu conducteurs.

Par une étude énergétique nous avons montré que la pompe électro-osmotique pouvait être utilisée pour refroidir une densité de chaleur jusqu'à $380\text{W}/\text{cm}^2$ et $66\text{W}/\text{cm}^2$ par convection forcée avec et sans changement de phase respectivement. Ensuite nous avons testé la pompe dans une boucle de refroidissement. L'utilisation d'un refroidisseur avec ébullition montre qu'il est possible d'évacuer des densités de puissance supérieures à $100\text{W}/\text{cm}^2$. Néanmoins, la durée des tests est limitée par l'échauffement de la pompe. Il est possible que cette durée soit également limitée par des effets électrochimiques. Pour vérifier cette hypothèse, un travail en collaboration avec des électrochimistes paraît nécessaire. Ceci permettrait de valider

réellement les potentialités des pompes électro-osmotiques pour le refroidissement des composants de puissance en particulier pour la caractérisation de leur durée de vie.

Enfin, nous avons montré que la pompe électro-osmotique pouvait être utilisée pour injecter le méthanol dans les piles à combustible à méthanol direct.

CONCLUSION GENERALE

Conclusion générale et perspectives

Dans ces travaux de thèse, nous avons étudié et développé une pompe électro-osmotique poreuse pour le refroidissement des composants de puissance. Après une étude comparative entre les différentes pompes fonctionnant par action du champ électrique, nous avons constaté que la pompe électro-osmotique poreuse était la plus adaptée pour cette application du fait de la pression (de l'ordre du bar) et du débit important (quelques dizaines de mL/mn) qu'elle permet d'obtenir. Il faut également noter qu'elle a d'autres avantages comme son faible coût et de sa facilité de fabrication.

Ensuite nous avons montré comment obtenir une céramique poreuse : chimiquement à partir d'un sol gel ou thermiquement par frittage. Nous avons conclu que la silice fabriquée chimiquement présentait l'avantage d'avoir un potentiel zêta plus élevé que la silice ordinaire. Cependant elle a une tenue mécanique plus faible, ce qui la rend plus adaptée aux micro-pompes hautes pressions utilisées dans les μ TAS. En revanche la silice frittée a une tenue mécanique plus élevée. C'est donc ce type de céramiques poreuses que nous avons utilisé pour la réalisation de la pompe haut débit. Nous avons ensuite présenté un modèle d'une pompe électro-osmotique poreuse qui a été validé expérimentalement. Pour cela, deux pompes électro-osmotiques DC ont été mises en œuvre : une micro-pompe haute pression et une pompe haut débit. Ces dernières ont fonctionné avec plusieurs types de liquides : l'eau déionisée, des liquides organiques et des électrolytes. Des membranes d'échange anodique et cathodique ont été utilisées lors des tests de la pompe haut débit. Nous en avons conclu que la pompe présentait des propriétés hydrauliques meilleures lorsque deux membranes de même nature que les contre-ions de la DCE étaient installées aux deux cotés de la pompe. Nous avons vu que l'utilisation de l'alumine à la place de la silice présentait une tenue mécanique plus élevées. Nous avons mesuré une efficacité thermodynamique inférieure à 1% pour les deux pompes électro-osmotique DC.

Nous avons ensuite effectué une étude paramétrique de l'électro-osmose en utilisant un modèle développé pour les sections circulaires de petit diamètre. Nous avons pu remarquer que le facteur le plus influant était la conductivité électrique du liquide. Puis nous avons développé une formule analytique de l'efficacité thermodynamique optimale d'une pompe électro-osmotique poreuse en fonction des propriétés physiques et géométriques du milieu. Nous avons constaté que l'efficacité thermodynamique optimale d'une pompe électro-osmotique ne pouvait pas dépasser quelques pourcents. Ceci est expliqué par le fait que la

Conclusion générale

majorité de la puissance électrique consommée par la pompe électro-osmotique est perdue en pertes Joule et en pertes visqueuses dans le milieu poreux. Nous avons montré que l'efficacité thermodynamique était maximale pour un rayon effectif normalisé donné. Cette conclusion a été validée expérimentalement.

Ensuite, nous avons présenté la conception d'une pompe électro-osmotique commandée en tension alternative. Cette pompe a été développée afin d'éviter la génération de bulles par électrolyse. Cependant, la commande en tension de la pompe AC a posé un problème de courant moyen non nul et par conséquent une dissymétrie dans le fonctionnement. Nous pouvons donc penser qu'une commande en courant est plus adaptée pour avoir un fonctionnement symétrique de la pompe. De plus, le fonctionnement en alternatif conduit à avoir un écoulement qui fait des aller-retours dans la pompe. Ainsi, la température du fluide augmente plus fortement que dans le cas d'un fonctionnement en continu où ce dernier ne fait que passer. Enfin, nous avons testé la pompe dans une boucle de refroidissement. L'utilisation d'un refroidisseur avec ébullition convective montre qu'il est possible d'évacuer des densités de puissance supérieures à $100\text{W}/\text{cm}^2$. Néanmoins, la durée des tests a été limitée par l'échauffement de la pompe. Il est également possible que cette durée soit limitée par des effets électrochimiques. Pour vérifier cette hypothèse, un travail en collaboration avec des électrochimistes paraît nécessaire. Ceci permettrait de valider réellement les potentialités des pompes électro-osmotiques pour le refroidissement des composants de puissance en particulier pour la caractérisation de leur durée de vie.

Il apparaît que les pompes électro-osmotiques peuvent avoir de nombreuses applications, en particulier dans les domaines où on a besoin d'une pompe haute pression, silencieuse et peu onéreuse. Dans les applications pour lesquelles la durée d'utilisation de la pompe est très courte comme les μTAS , les applications médicales (injections) ou les DMFC peuvent utiliser l'électro-osmose sans problème et avec un intérêt certain. Néanmoins, pour les applications où la durée de vie de la pompe est une nécessité, comme pour le refroidissement des composants de puissance, des travaux doivent encore être effectués pour comprendre les phénomènes agissant sur la durée de fonctionnement de la pompe.

ANNEXES ET BIBLIOGRAPHIES

Annexes

1. Annexe 1, fabrication de la silice poreuse par le sol gel

La fabrication est divisée en trois étapes :

1.1. L'hydrolyse du TMOS :

Dans un récipient nous mettons 0.5 mL de 0.01 M de l'acide acétique avec 54 mg de PEG et 0.2 mL du TMOS. La solution obtenue sera une solution liquide hétérogène (l'acide acétique flotte sur le TMOS). Cette solution sera agitée pendant environ 30 minutes dans un bain d'eau glacée (0°C) jusqu'à ce que le PEG soit totalement dissous dans la solution qui deviendra ensuite homogène. La réaction chimique qui aura lieu s'appelle l'hydrolyse du TMOS où le groupe alcoxide (-OCH₃) sera remplacé par celui d'hydroxyle (-OH) (figure 1)

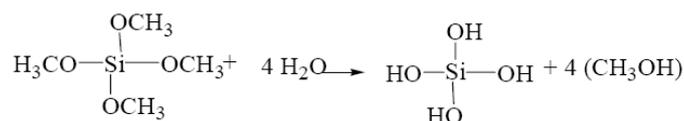


figure 1 : L'hydrolyse du TMOS

1.2. La condensation

La solution obtenue est mise dans une étuve à 40°C pendant 12 heures. Elle se transforme en un gel qu'on appelle le sol-gel. La réaction chimique donnant cette phase consiste à fusionner deux groupes silanol (Si-OH) ensemble pour former un groupe siloxane (Si-O-Si) et de l'eau. La condensation commence avant la fin de l'hydrolyse du TMOS.

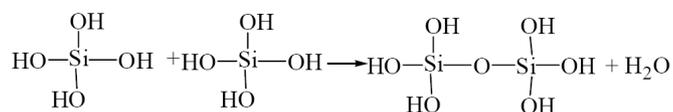


figure 2 : La condensation du groupe silanol en siloxane

1.3. La polycondensation

La dernière étape consiste à associer un groupe de siloxane avec six groupes de silanol afin de former une matrice de silice.

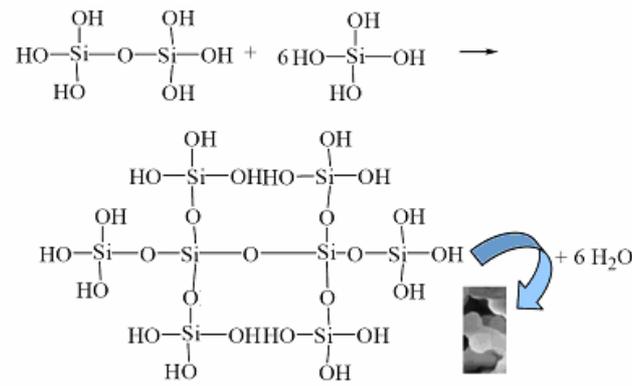


figure 3 : La polycondensation du groupe silanol avec le groupe siloxane

Pour assurer la polycondensation, le sol-gel est mis dans une étuve à température programmée comme indiqué dans la figure 4.

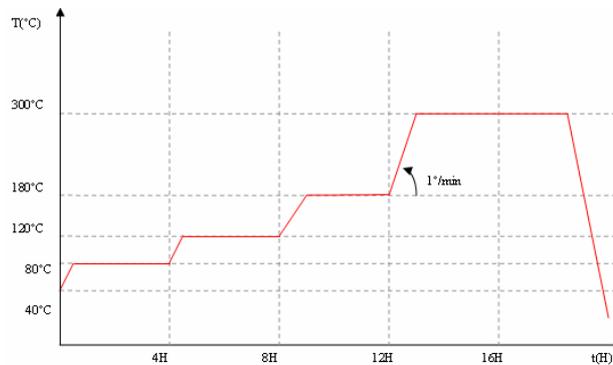


figure 4 : Cycle de traitement thermique du sol-gel.

Le cycle de température de traitement se fait par plusieurs progressifs de température (40°C, 80°C, 120°C, 180°C, jusqu'à 300°C). Le passage entre deux températures est de 1°C/min et chaque palier dure 4 heures. Par ce traitement, tous les liquides s'évaporent et ne reste que la matrice en silice. A la fin du cycle, la température de la slice diminue de 1°C/min jusqu'à la température ambiante.

2. Annexe 1, technique du frittage

Le frittage est un processus faisant évoluer par traitement thermique un système constitué de particules individuelles (ou un aggloméré poreux), en l'absence de pression externe exercée ou sous l'effet d'une telle pression, de sorte qu'au moins certaines des propriétés du système (sinon toutes) soient modifiées dans le sens d'une réduction de l'énergie libre globale du système. Parallèlement, cette évolution entraîne une diminution importante (sinon complète) de la porosité initiale. Enfin, le processus suppose qu'au moins une phase solide existe

constamment pendant tout le traitement thermique, de façon à conserver une certaine stabilité de forme et de dimension au système considéré.

Le frittage peut être en phase solide si tous les constituants restent en phase solide, et il peut être également en phase liquide si au moins l'un des constituants est en phase liquide et l'un au moins reste en phase solide.

Le frittage présente plusieurs avantages:

- Il permet d'obtenir des matériaux relativement solide par rapport à ceux fabriqués chimiquement.
- Il permet de maîtriser les dimensions des pièces produites.
- Il permet de contrôler la porosité des matériaux poreux obtenus.

2.1. Techniques du frittage

Le frittage peut être réalisé avec ou sans liant, sur des matériaux très divers/

2.1.1. Frittage sans liant

Il concerne essentiellement les poudres métalliques. Celles-ci sont fortement comprimées et mises en forme dans une matrice (moule), sous l'action d'un ou de plusieurs poinçons. Les pressions atteignent communément plusieurs milliers de bars. Après démoulage, on obtient des préformes plus ou moins fragiles qui sont ensuite chauffées sous vide ou dans une atmosphère contrôlée, à une température inférieure à la température de fusion de l'élément principal. C'est la phase de frittage proprement dite. Sous l'effet de la chaleur, les matériaux diffusent les uns dans les autres et les grains de poudre se lient de façon relativement solide, suffisamment en tous cas pour que l'on puisse obtenir des composants mécaniques utilisables. Après le frittage, les dimensions des pièces se trouvent notablement réduites. Les cotes des préformes, et donc des matrices, doivent donc tenir compte de cette contraction. En principe, les pièces frittées sont utilisées telles quelles car elles sont relativement précises. Pour augmenter leur précision, on peut faire suivre le frittage d'un calibrage à froid, suivi dans de rares cas d'un second frittage pour améliorer les qualités mécaniques.

Le frittage sans liant laisse des pièces poreuses, les vides pouvant atteindre 10 à 30 % du volume total. Leur répartition n'est pas uniforme, à cause entre autres de l'« effet silo » (quand on remplit progressivement de produits en grains ou en poudre un silo cylindrique, la pression qui s'exerce sur le fond croît de moins en moins vite et se stabilise à une valeur limite lorsque la colonne stockée atteint une certaine hauteur, à cause des frottements sur les parois).

L'outillage requis pour une fabrication par frittage est très onéreux, on ne peut l'amortir que par la production de pièces en très grandes séries et utilisées autant que faire se peut à l'état brut. La précision dimensionnelle est approximativement la même que pour les pièces usinées (dans le sens perpendiculaire à celui de la compression, la précision est souvent meilleure).

On peut obtenir par frittage des alliages ou pseudo-alliages impossibles à fabriquer autrement. Par exemple, il n'existe aucun alliage fer-zinc pour la bonne raison que la température d'ébullition du zinc est de très loin inférieure à la température de fusion du fer.

Les formes que l'on peut obtenir sont étroitement liées à la manière dont les poudres peuvent remplir les vides du moule et aux possibilités de démoulage. Les parties directement éjectées par les poinçons ne nécessitent aucune dépouille, sur les autres parties on utilise généralement une dépouille de 7°.

2.1.2. Frittage avec liant

Dans de nombreux cas, en particulier pour des matériaux minéraux comme l'argile, certaines céramiques, certains oxydes, la compression ne donne pas d'ébauches suffisamment solides pour qu'on puisse les manipuler sans précaution. Il se peut aussi que l'on souhaite obtenir des formes incompatibles avec les procédés de compression usuels.

Dans le cas des argiles et d'un certain nombre de céramiques, les poudres sont additionnées d'eau de façon à former une pâte ou une barbotine. Les pâtes peuvent être mises en forme à la main (poterie), pressées dans des moules (tuiles, pots à fleurs), extrudées (briques creuses, etc.). Les barbotines sont coulées dans des moules absorbants en plâtre. On remplit une empreinte et on la vide rapidement. Au contact du plâtre sec, la barbotine perd une partie de son eau et ne peut plus s'écouler. En vidant l'empreinte, il ne reste qu'une « peau » pâteuse qu'on laisse durcir par séchage. Ce procédé permet de réaliser des pièces de porcelaine (théières, cafetières), des éléments de sanitaires (lavabos), ... Le séchage laisse des objets manipulables mais peu solides. Le frittage de ces produits survient lors de la cuisson.

On utilise parfois des moules souples en silicones pour obtenir des formes complexes que l'on ne pourrait pas démouler si le moule était rigide.

3. Annexe 3 Principe de la méthode de PIM:

La porosimétrie à intrusion de mercure est une technique utilisée pour mesurer la distribution de taille des pores, l'avantage qui possède cette méthode est la capacité de mesurer des tailles

de pores allant de quelques nanomètres, à plusieurs centaines de micromètres. Peu d'autres techniques existent qui sont capables de mesurer la même gamme de tailles de pores.

Le mercure est un liquide non-mouillant pour presque toutes les substances et, par conséquent, il peut être forcé dans les pores des matériaux poreux.

La quantification de tailles et de volume des pores est donnée par l'immersion d'un échantillon dans une quantité donnée de mercure, puis nous appliquons une pression sur le mercure. La diminution du volume initial de mercure est engendrée par le remplissage des pores.

Plus que la pression appliquée est augmentée le rayon des pores qui peuvent être remplis avec du mercure diminue et, par conséquent, la quantité totale de mercure intrus augmente.

Les données obtenues donnent donc la distribution du volume des pores en fonction de la pression et à l'aide d'un modèle physique des pores, nous pouvons facilement calculer la distribution dimensionnelle de la taille des pores.

Un liquide qui a un angle de mouillage plus de 90° ne peut entrer spontanément dans un petit rayon de pore en raison de la tension de surface (la dépression capillaire), cette résistance peut être vaincue par exercer la pression extérieure. Cette pression est une fonction de la taille des pores, la relation entre elle est exprimée par:

$$p' \cdot a = 2 \cdot s \cdot \cos(\beta) \quad 2.1$$

a , S , β et p' sont respectivement le rayon des pores, la tension de surface du mercure, l'angle de contact (angle de mouillage) et la pression absolue exercée.

Le mercure a une tension superficielle de 480 mN/m^2 et angle de mouillage de $141,3^\circ$ et en supposant que tous les pores sont cylindriques, la relation (2.18) deviendra :

$$a = \frac{7500}{p'} \quad 2.2$$

Avec a en nm et p' en kg/cm^2 .

Cette méthode a été appliquée sur deux échantillons des disques en alumine et en silice. La figure suivante représente la variation du volume du mercure pour plusieurs diamètres de pores (image de la pression exercée).

4. Annexe 4 : Activation & stockage des membranes d'échange ionique

Les membranes sont très sensibles pour ce la il faut faire des précautions lors de la manipulation de ces derniers. Pour éviter les fuites il faut pas perforer, plisser et rayer les membranes. Tous les outils utilisés pour la manipulation, stockage, et prétraitement des MEI ne doivent pas avoir des angles et des bords pointus. Il faut également minimiser les rides au maximum pour augmenter la surface des membranes. Les membranes doivent être découpées avant l'activation. Pour avoir des performances optimales: minimum de rides, et la plus basse résistance électrique, il est nécessaire de prétraiter les membranes avant l'utilisation.

La MEC doit être mise dans l'eau DI pendant 6 h à la température ambiante ou pendant au moins 2 heures à 60°C. Pour augmenter la sélectivité contre les OH⁻ la MEC doit être mise pour 1 h dans 1 M de HNO₃ ou dans 0.5 M de H₂SO₄. Après rinçage plusieurs fois avec l'eau DI la MEC est opérationnelle. La MEA est livrée déjà activée, elle doit être seulement rincée plusieurs fois par l'eau DI ensuite elle sera prête à être utilisée.

Stockage des membranes

Après le prétraitement, les membranes ne doivent pas être se dessécher puisque des microfissures peuvent probablement se produire pendant le rétrécissement. Si la membrane après l'activation n'est pas utilisée elle doit être stockée. Le stockage pour une période de temps courte et moyenne (heures jusqu'à plusieurs jours) peut être fait dans une solution des récipients 3-5% wt de NaCl ou dans une électrolyte aqueuse de pH neutre.

Pour le stockage sur une longue période de temps un récipient scellé est recommandé en utilisant un électrolyte de biocide (NaN₃) pour éviter l'encrassement biologique.

5. Annexe 5 les supports de la pompe DC

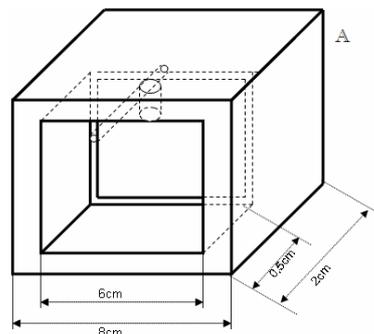


figure 5 : Le support de la chambre d'électrode

Le support de la chambre d'électrode (figure 5) est un cube de 8cm×8cm×2cm refouillé de 6cm×6cm×0.5cm en formant un réservoir pour contenir les gaz générés par électrolyse. Ce

cube contient une ouverture de 3mm utilisée pour rincer les électrodes et pour dégager les bulles de gaz générées par l'électrolyse. A l'intérieur du cube il y a un refouillement de 1mm de profondeur utilisé pour déposer le collecteur et il y a un trou pour faire sortir le fil de connexion.

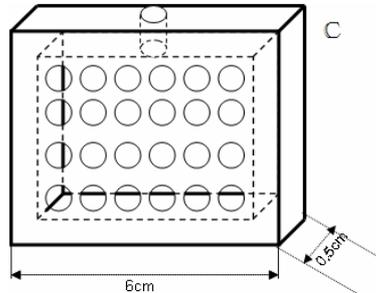


figure 6 : Le support des membranes

Le support de la membrane d'échange ionique (figure 6) est un cadre creux d'épaisseur de 0.5cm qui contient plusieurs trous sur lesquelles la membrane est posée. Ce support est posé à l'intérieur de support de la chambre d'électrode afin de fixer les électrodes sur les collecteurs.

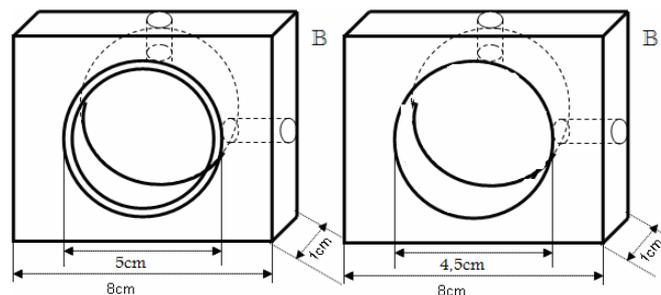


figure 7 : Les supports du disque poreux

Les supports du disque (figure 7) ont des dimensions de 8cm×8cm×1cm. Ces supports ont des trous cylindriques, le premier de diamètre de 4,5cm et le second de 5cm. Ce dernier a encore un refouillement de 3,6cm de profondeur utilisé pour mettre le disque poreux, l'autre support est utilisé ensuite pour fixer le disque poreux. Chaque support de disque contient deux trous de 5mm de diamètre, un est utilisé pour l'entrée ou la sortie du liquide et le deuxième pour mesurer la pression aux bords du disque poreux.

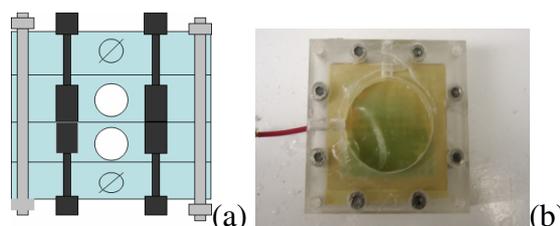


figure 8 : La fermeture de la pompe, (a) une moitié de la pompe, (b) la pompe entière.

Afin d'augmenter l'étanchéité du système nous avons utilisé deux fermetures, une entre un support de chambre d'électrode et un support du disque fritté en formant la moitié de la pompe (figure 8.b), et une autre fermeture entre ces deux moitiés comme représentées sur la figure 8.a . L'utilisation de cette technique nous permet de changer le disque poreux sans changer ni les membranes d'échange ionique ni les électrodes.

Bibliographie

- 1 Jean-Baptiste Waldner, "Nano-informatique et intelligence quantique - Inventer l'ordinateur du XXI^e siècle", Hermes Science, London, 2006.
- 2 Meysenc L., "Étude des micro-échangeurs intégrés pour le refroidissement des semi-conducteurs de puissance", Thèse de doctorat de l'INPG, février 1998.
- 3 Gillot C., "Étude et réalisation d'une fonction interrupteur en technologie hybride à haute intégration", Thèse de doctorat de l'INPG, septembre 2000.
- 4 Avenas Y., "Étude et réalisation de caloducs plats miniatures pour l'intégration en électronique de puissance", Thèse de doctorat de l'INPG, mai 2002.
- 5 Linan Jiang, Jae-MO Koo, Abdullahel Bari, Lian Zhang, Evelyn Wang, Thomas W. Kenny, Juan G. Santiago, and Kenneth E. Goodson, "Convective Boiling in Microchannel Heat Sinks with Spatially-Varying Heat Generation", inter Society Conference on Thermal Phenomena, 2002.
- 6 J. Darabi, Member, IEEE, M. M. Ohadi, and D. DeVoe, Member, IEEE" An Electrohydrodynamic Polarization Micropump for Electronic Cooling" JOURNAL OF MICROELECTROMECHANICAL SYSTEMS, VOL. 10, NO. 1, MARCH 2001.
- 7 J. Darabi Mem. ASME M. M. Ohadi Fellow ASME S. V. Desiatoun" Falling Film and Spray Evaporation Enhancement Using an Applied Electric Field" ASME, JOURNAL OF HEAT TRANSFER PP.741 -748 Vol. 122, NOVEMBER 2000.
- 8 J. E. Bryan and J. Seyed-Yagoobi "Influence of Flow Regime, Heat Flux, and Mass Flux on Electrohydrodynamically Enhanced Convective Boiling » ASME, JOURNAL OF HEAT TRANSFER Vol. 123 PP. 367 -355, APRIL 2001
- 9 VASSILEV Maxime, "Étude de l'intégration de fonctions thermiques pour dispositifs IGBT", Thèse de doctorat de l'INPG, 2008.
- 10 David Derosiaux, " Les waterblocks à microstructures", www.presence-pc.com
- 11 R.J. Goldstein, W.E. Ibele, S.V. Patankar, T.W. Simon, T.H. Kuehn, P.J. Strykowski, K.K. Tamma, J.V.R. Heberlein, J.H. Davidson, J. Bischof, F.A. Kulacki, U. Kortshagen, S. Garrick, V. Srinivasan, " Review of Heat transfe r", International Journal of Heat and Mass Transfer 49 (2006) 451–534.
- 12 Pierre ATTEN "mouvement d'un fluide en présence d'un champ électrique ". Techniques de l'ingénieur .D 2 850.

- 13 Pierre ATTEN “les forces en électrohydrodynamique”Thèse soutenue en 1969.
- 14 H. Morgan A. Ramos N. G. Green A. González A. Castellanos ” Pumping of liquids with traveling-wave electroosmosis”. School of Electronics and Computer Science, University of Southampton, Southampton SO17 1BJ, United Kingdom. JOURNAL OF APPLIED PHYSICS 97, 084906 s2005.
- 15 A. González A. Ramos, N. G. Green, and A. Castellanos. H. Morgan “Fluid flow induced by nonuniform ac electric fields in electrolytes on microelectrodes. II. A linear double-layer analysis” PHYSICAL REVIEW E VOLUME 61, NUMBER 4 APRIL 2000 PHYSICS 97, 084906 s2005.
- 16 A. Ramos H. Morgan N. G. Green A. González A. Castellanos ” Pumping of liquids with traveling-wave electroosmosis”. School of Electronics and Computer Science, University of Southampton, Southampton SO17 1BJ, United Kingdom. JOURNAL OF APPLIED PHYSICS 97
- 17 A. Ramos, A Ramosy, H Morganz, N G Greenz and A Castellanosy, “Ac electrokinetics: a review of forces in microelectrode structures”, J. Phys. D: Appl. Phys. 31 (1998) 2338–2353. Printed in the UK.
- 18 R.F. Probstein, Physicochemical Hydrodynamics, second ed., Wiley,New York, 1994.
- 19 S. Zeng, C.H. Chen, J.G. Santiago, J.-R. Chen, R.N. Zare, J.A. Tripp, F. Svec, J.M.J. Fréchet, “Electroosmotic flow pumps with polymer frits”, Sens. Actuators B, Chem. 82 (2002) 209–212.
- 20 Joaquin Requena, Rodrigo Moreno, and Jose S. Moya,”Alumina and Alumina/Zirconia Multilayer Composites Obtained by Slip Casting”, Journal of the American Ceramic Society, Volume 72 Issue 8 Page 1511-1513, August 1989.
- 21 Ping Wang, Zilin Chen, Hsueh-Chia Chang “A new electro-osmotic pump based on silica monoliths”. University of Notre Dame, Notre Dame, IA 46556, USA 16 March 2005
- 22 Henrik Bruus “Theoretical microfluidics” Lecture notes second edition. fall 2005.
- 23 J DLaser and J G Santiago” A review of micropumps”. Department of Mechanical Engineering, Stanford University, Stanford, CA 94305, USA. JOURNAL OF MICROMECHANICS AND MICROENGINEERING.
- 24 Shulin Zeng, Shuhuai Yao, David E. Hertzog, James C. Mikkelsen Jr.,and Juan G. Santiago“Porous glass electroosmotic pumps: design and experiments ”. Department of Mechanical Engineering, Stanford University, Stanford, CA 94305, USA. Journal of Colloid and Interface Science 268 (2003) 143–153.

- 25 J.R. Melcher, Traveling-wave induced electro-convection, *Phys. Fluids* 9 (1966) 1548–1555.
- 26 J.R. Melcher, M.S. Firebaugh, Traveling-wave bulk electroconvection induced across a temperature gradient, *Phys. Fluids* 10 (1967) 1178–1185.
- 27 J. Wong, J.R. Melcher, Thermally induced electroconvection, *Phys. Fluids* 12 (1969) 2264–2269.
- 28 D.J. Kervin, J.M. Crowley, P. Krein, J.C. Chato, Parametric studies of a large thermal EHD induction pump, *Conference Record, IEEE-Industry Applications Society Annual Meeting, New York City, New York, 1981*, pp. 1015–1020.
- 29 J. Seyed-Yagoobi, J.C. Chato, J.M. Crowley, P.T. Krein, Induction electrohydrodynamic pump in a vertical configuration, part 1—theory, *ASME J. Heat Transfer* 111 (1989) 664–669.
- 30 J. Seyed-Yagoobi, J.C. Chato, J.M. Crowley, P.T. Krein, Induction electrohydrodynamic pump in a vertical configuration, part 2—experimental study, *ASME J. Heat Transfer* 111 (1989) 670–674.
- 31 A.P. Chattock, W.E. Walker, E.H. Dixon, *Philos. Mag.* 1 (1901) 79.
- 32 O.M. Stuetzer, Ion-drag pressure generation, *J. Appl. Phys.* 30 (1959) 984–994.
- 33 W.F. Pickard, Ion-drag pumping I—theory, *J. Appl. Phys.* 34 (1963) 246–250.
- 34 W.F. Pickard, Ion-drag pumping II—experiments, *J. Appl. Phys.* 34 (1963) 251–258.
- 35 Richter A, Plettner A, Hofmann K A and Sandmaier H 1991 A micromachined electrohydrodynamic (EHD) pump *Sensors Actuators A* 29 159–68.
- 36 Fuhr G, Schnelle T and Wagner B 1994 Traveling wave-driven microfabricated electrohydrodynamic pumps for liquids *J. Micromech. Microeng.* 4 217–26
- 37 Furuya A, Shimokawa F, Matsuura T and Sawada R 1996 Fabrication of fluorinated polyimide microgrids using magnetically controlled reactive ion etching (MC-RIE) and their applications to an ion drag integrated micropump *J. Micromech. Microeng.* 6 310–19
- 38 Wong C C, Adkins D R and Chu D 1996 Development of a micropump for microelectronic cooling *Microelectromechanical Systems* vol 59 (New York: ASME)
- 39 Ahn S H and Kim Y K 1998 Fabrication and experiment of a planar micro ion drag pump *Sensors Actuators A* 70 1–5
- 40 Darabi J, Rada M, Ohadi M and Lawler J 2002 Design, fabrication and testing of an electrohydrodynamic ion-drag micropump *J. Microelectromech. Syst.* 11 684–690

- 41 Darabi J, Ohadi M M and DeVoe D 2001 An electrohydrodynamic polarization micropump for electronic cooling *J. Microelectromech. Syst.* 10 98–106.
- 42 Ramsey R S and Ramsey J M 1997 Generating electrospray from microchip devices using electroosmotic pumping *Anal. Chem.* 69 1174–8
- 43 Jacobson S C, Hergenroder R, Koutny L B and Ramsey J M 1994 Open-channel electrochromatography on a microchip *Anal. Chem.* 66 2369–73
- 44 Chuan-Hua Chen and Juan G. Santiago” A Planar Electroosmotic Micropump”. *JOURNAL OF MICROELECTROMECHANICAL SYSTEMS*, VOL. 11, NO. 6, DECEMBER 2002.
- 45 W.E. Morf, O.T. Guenat, N.F. de Rooij “Partial electroosmotic pumping in complex capillary systems Part 1: Principles and general theoretical approach ”. *Sensors, Actuators and Microsystems Laboratory, Institute of Microtechnology, University of Neuchâtel, Rue Jaquet-Droz 1, CH-2007 Neuchâtel, Switzerland. Sensors and Actuators B 72 (2001)*
- 46 Takumura Yazuru Takamura, Akio Oki” low voltage electroosmosis pump for stand-alone microfluidics devices” *The University of Tokyo. Electrophoresis 2003*,24,185-192.
- 47 Shuhuai Yao, David Huber, James C. Mikkelsen, and Juan G. Santiago” A Large Flowrate Electroosmotic Pump With Micron Pores”. *Department of Mechanical Engineering, Stanford University Building 500, Room 500Y, 488 Escondido Mall, Stanford, CA 94305, USA.*
- 48 Anders Brask ”Principles of electro osmotic Pumps”. *Master Thesis c961052 . MIC Department of Micro and Nanotechnology Technical University of Denmark February 26, 2003.*
- 49 Paul P H, Arnold DWand Rakestraw D J 1998 Electrokinetic generation of high pressures using porous microstructures *Proc. Micro Total Analysis Systems 1998 (Banff, Canada)*
- 50 Gan W E et al 2000 Mechanism of porous core electroosmotic pump flow injection system and its application to determination of chromium(VI) in waste-water *Talanta 51 667–75*
- 51 McKnight T E, Culbertson C T, Jacobson S C and Ramsey J M 2001 Electroosmotically induced hydraulic pumping with integrated electrodes in microfluidic devices *Anal. Chem.* 73 4045–9

- 52 Zeng S L et al 2002 Electroosmotic flow pumps with polymer frits *Sensors Actuators B* 82 209–12
- 53 Laser D J et al 2003 Silicon electroosmotic micropumps for IC thermal management *Proc. Transducers '03* (Boston, MA)
- 54 Yao S H and Santiago J G 2003 Porous glass electroosmotic pumps: theory *J. Colloid Interface Sci.* 268 133–42
- 55 Yao S H, Hertzog D E, Zeng S L, Mikkelsen J C and Santiago J G 2003 Porous glass electroosmotic pumps: design and experiment
- 56 Anders Brask ” Electroosmotic micropumps ”. PhD Thesis, s961052. 31 MIC Department of Micro and Nanotechnology Technical University of Denmark February August 2005
- 57 C.L. Rice, R. Whitehead, Electrokinetic flow in a narrow cylindrical capillary, *J. Phys. Chem.* 69, 4017, (1965).
- 58 M.-S Chun, Electrokinetic flow velocity in charged slit-like microfluidic channels with linearized poisson-boltzmann field, *Korea J. Chem. Eng.* 19, 5, 1-6, (2002).
- 59 Sakurai, H. "Silicon(IV) Methoxide" in *Encyclopedia of Reagents for Organic Synthesis* 2001 John Wiley & Sons.
- 60 J DLaser and J G Santiago” A review of micropumps”. Department of Mechanical Engineering, Stanford University, Stanford, CA 94305, USA. *JOURNAL OF MICROMECHANICS AND MICROENGINEERING*
- 61 Kang, Suk-Joong L. (2005), *Sintering* (1st ed.), Oxford: Elsevier
- 62 Kingery, W. David; Bowen, H. K. & Uhlmann, Donald R. (April 1976), *Introduction to Ceramics* (2nd ed.).
- 63 Chiang, Yet-Ming; Birnie, Dunbar P. & Kingery, W. David (May 1996), *Physical Ceramics: Principles for Ceramic Science and Engineering*
- 64 Takhistov, A. Indeikina, and H.-C. Chang, Electrokinetic displacement of air bubbles in microchannels, *Phys of Fluids*, 14, 1, (2002).
- 65 A.S Rathore, E Wen et C Harvath, *Anal. Chem.* 71(1999) 2633.
- 66 Washburn, E.W. (1921) A method of determining the distribution of pore sizes in a porous material. *Proceedings of the National Academy of Sciences* V.7 (115).

- 67 Haruki Chujo, Kiyoshi Matsumoto, and Isao Shimoyama “A High Flow Rate Electroosmotic Pump with Small Channels in Parallel”. The University of Tokyo 7-3-1, Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo 113-8656, Japan
- 68 Shuhuai Yao, David Huber, James C. Mikkelsen, and Juan G. Santiago” A Large Flowrate Electroosmotic Pump With Micron Pores”. Department of Mechanical Engineering, Stanford University Building 500, Room 500Y, 488 Escondido Mall, Stanford, CA 94305, USA
- 69 Linan Jiang, James Mikkelsen, Jae-Mo Koo, David Huber, Shuhuai Yao, Lian Zhang, Peng Zhou, James G. Maveety, Ravi Prasher, Juan G. Santiago, Thomas W. Kenny, and Kenneth E. Goodson” Closed-Loop Electroosmotic Microchannel Cooling System for VLSI Circuits”. IEEE TRANSACTIONS ON COMPONENTS AND PACKAGING TECHNOLOGIES, VOL. 25, NO. 3, SEPTEMBER 2002
- 70 F.Grieser “thermal and radiation control of the electrical double layer properties of silica and glass”. Radiat phys and chem. Vol 22, No 1-2 pp 43-48.
- 71 Detlev Belder, Katja Elke, Heribert Husmann” Influence of pH*-value of methanolic electrolytes on electroosmotic flow in hydrophilic coated capillaries”. Abteilung für Chromatographie, Max-Planck-Institut für Kohlenforschung, Kaiser-Wilhelm-Platz 1, 45470 Mülheim an der Ruhr, Germany. Journal of Chromatography A, 868 (2000) 63–71
- 72 D. Souders¹, I. Khan, and G.F. Yao , Alessandro Incognito and Matteo Corrado “A Numerical Model For Simulation Of Combined Electroosmotic And Pressure Driven Flow In Microdevices”. Flow Science, Inc., 683 Harkle Rd., Suite A, Santa Fe, NM 87505, USA , XC Engineering, Cantu (CO), ITALY
- 73 G. Karimi¹, X. Li “Electroosmotic flow through polymer electrolyte membranes in PEM fuel cells”. Department of Mechanical Engineering, University of Waterloo, 200 University Avenue West, Waterloo, Ont., Canada N2L 3G1. Journal of Power Sources 140 (2005) 1–11.
- 74 Christopher M. Brotherton and Robert H. Davis “Electroosmotic flow in channels with step changes in zeta potential and cross section”. Department of Chemical and Biological Engineering, University of Colorado, Boulder, CO 80309-0424, USA. August 2003.
- 75 Liqing Ren and Dongqing Li¹ “Electroosmotic Flow in Heterogeneous Microchannels”. Department of Mechanical and Industrial Engineering, University of Toronto, 5 King’s College Road, Toronto, Ontario, M5S 3G8, Canada Septembere, 2001. Journal of Colloid and Interface Science 243, 255–261 (2001)

- 76 O.T. Guenat, D. Ghiglione, W.E. Morf, N.F. de Rooij “Partial electroosmotic pumping in complex capillary systems Part 2: Fabrication and application of a micro total analysis system (mTAS) suited for continuous volumetric nanotitrations”. Sensors, Actuators and Microsystems Laboratory, Institute of Microtechnology, University of Neuchâtel, Rue Jaquet-Droz 1, CH-2007 Neuchâtel, Switzerland. Sensors and Actuators B 72 (2001)
- 77 S. Reichmuth, Gabriela S. Chirica, Brian J. Kirby “Increasing the performance of high-pressure, high-efficiency electrokinetic micropumps using zwitterionic solute additives”. Microfluidics Department, Sandia National Laboratories, P.O. Box 969, MS 9951, Livermore, CA 94551, USA
- 78 Shulin Zeng, Chuan-Hua Chen, James C. Mikkelsen Jr, Juan G. Santiago “fabrication and characterization of Electroosmotic micropumps “. Sensors and Actuators B 79 (2001) 107-114.
- 79 Shulin Zeng, Chuan-Hua Chen, Juan G. Santiago, Jing-Ran Chen, Richard N. Zareb, Jennifer A. Tripp, Frantisek Svec, Jean M.J. Fréchet” Electroosmotic flow pumps with polymer frits”. Department of Chemistry, University of California at Berkeley, Berkeley, CA 94720, USA. Sensors and Actuators B 82 (2002) 209–212
- 80 Chuan-Hua Chen and Juan G. Santiago” A Planar Electroosmotic Micropump”. JOURNAL OF MICROELECTROMECHANICAL SYSTEMS, VOL. 11, NO. 6, DECEMBER 2002.
- 81 Shuhuai Yao and Juan G. Santiago “Porous glass electroosmotic pumps: theory”. Department of Mechanical Engineering, Stanford University, Stanford, CA 94305, USA. Journal of Colloid and Interface Science 268 (2003) 133–142
- 82 Shulin Zeng, Shuhuai Yao, David E. Hertzog, James C. Mikkelsen Jr., and Juan G. Santiago “Porous glass electroosmotic pumps: design and experiments “. Department of Mechanical Engineering, Stanford University, Stanford, CA 94305, USA. Journal of Colloid and Interface Science 268 (2003) 143–153
- 83 Lingxin Chen, Hailan Wang, Jiping Ma, Chengxi Wang, Yafeng Guan” Fabrication and characterization of a multi-stage Electroosmotic pump for liquid delivery”. Department of Chemistry, Tsinghua University, Beijing 100084, China, May 2004
- 84 Perret C., “Réalisation et optimisation de refroidisseurs à microcanaux en technologie silicium”, Thèse de doctorat de l’INPG, mai 2001
- 85 Jennifer A. Tripp, Frantisek Svec, Jean M.J. Fréchet, Shulin Zeng, James C. Mikkelsen, Juan G. Santiago “High-pressure electroosmotic pumps based on porous polymer

- monoliths” Department of Mechanical Engineering, Stanford University, Stanford, CA 94305, USA. *Sensors and Actuators B* 99 (2004) 66–73
- 86 E. B. Cummings, S. K. Griffiths, R. H. Nilson “Irrotationality of uniform electroosmosis”. Sandia National Laboratories, P. O. Box 969, Livermore, CA, U.S.A..
- 87 Wu-er Gan a, Li Yang a, You-zhao He a, , Rong-hui Zeng a, M. Luisa Cervera b, Miguel de la Guardia “Mechanism of porous core electroosmotic pump flow injection system and its application to determination of chromium(VI) in waste-water”
- 88 A. Gonzalez A. Ramos, N. G. Green, and A. Castellanos. H. Morgan “Fluid flow induced by nonuniform ac electric fields in electrolytes on microelectrodes. II. A linear double-layer analysis” *PHYSICAL REVIEW E* VOLUME 61, NUMBER 4 APRIL 2000
- 89 Bernard Eyglunet, *Manuel de thermique*, 2^{ème} édition, Paris, 1997.
- 90 J. Ge, and H. Liu, “Experimental studies of a direct methanol fuel cell,” *Journal of Power Sources*, vol.142, p. 56-69, 2005.
- 91 J. Larminie and A. Dicks, “Fuel Cell Systems Explained”, West Sussex: John Wiley & Sons Ltd, 2000.
- 92 T. Schultz, , S. Zhou, and K. Sundmacher, “Current Status of and Recent Developments in the Direct Methanol Fuel Cell,” *Chemical Engineering & Technology*, vol.24, pp.1223-1233, 2001.
- 93 M. Cropper, “Fuel Cells for People”, Available from <http://www.fuelcellstoday.com>, 2004.
- 94 J. Ge, and H. Liu, “Experimental studies of a direct methanol fuel cell,” *Journal of Power Sources*, vol.142, pp.56-69, 2005.
- 95 V. Gogel, “Performance and methanol permeation of direct methanol fuel cells: dependence on operating conditions and on electrode structure,” *Journal of Power Sources*, vol.127, pp.172-180, 2004.
- 96 B. Gurau, and E.S. Smotkin, “Methanol crossover in direct methanol fuel cells: a link between power and energy density,” *Journal of Power Sources*, vol.112, pp. 339-352, 2002.

RESUME EN FRANÇAIS

Cette thèse a pour objectif d'étudier les potentialités des pompes électrocinétiques pour des applications de type refroidissement de composants de l'électronique de puissance. En effet, les pompes mécaniques utilisées aujourd'hui présentent des problèmes en terme de fiabilité, de bruit, de coût et de volume. Après une étude bibliographique et comparative entre les différentes pompes statiques fonctionnant à partir d'un champ électrique, nous avons choisi d'étudier plus en détail les pompes électro-osmotiques poreuses. Une modélisation de ce type de pompe a été proposée et validée expérimentalement. Nous avons également développé une formulation analytique de l'efficacité thermodynamique optimale d'une pompe électro-osmotique poreuse. Deux types de fonctionnement ont été abordés dans cette thèse : une étude avec une tension continue et une autre étude avec une tension alternative. Nous avons mis en œuvre la pompe fonctionnant en alternatif dans une boucle de refroidissement diphasique. Une densité de flux de 100W/cm² a pu être évacuée. D'autres applications industrielles de la pompe électro-osmotique ont également été envisagées.

MOTS-CLES

Electro-osmose, refroidissement des composants de puissance, convection forcée, milieu poreux, modélisation, optimisation, pompe haute pression.

RESUME EN ANGLAIS

The research work is based on the use of an electro-osmotic pump in power electronics cooling systems which are mostly carried out by a mechanical one, which has problems of noise, cost, volume and high power consumption. After literature and comparative surveys between different static pumps based on an electric field, the electro-osmotic pump porous has been selected. A model of a porous electro-osmotic pump was given and experimentally validated. As well as, an analytical formula record of the optimum thermodynamic efficiency of a porous electro-osmotic pump. Two kinds of electro-osmotic pumps have been implemented: DC electro-osmotic pump and AC one. The latter has been used in order to evacuate 100W/cm² in a thermal electronics cooling system. Other industrial applications of electro-osmotic pump were considered.

KEY WORDS

Electro-osmosis, electronics cooling, forced convection, porous medium, modeling and optimizing, high-pressure pump.