

ETUDE DES ECHANGES THERMIQUES ENTRE LES CANAUX ET L'EAU LOURDE DANS UN REACTEUR NUCLEAIRE*

J. FAURE† et A. JAUMOTTE‡

(Reçu le 20 juin 1968)

Résumé—La température maximale du modérateur étant atteinte au contact des canaux du réacteur, la qualité de l'isolement thermique entre liquide organique et eau lourde influe beaucoup sur les risques d'ébullition locale. On a étudié ici comment, dans plusieurs options technologiques, doit être choisie la température d'entrée du modérateur pour éviter ce phénomène.

Une étude expérimentale, entreprise pour vérifier des hypothèses introduites dans les calculs, a mis en évidence les difficultés thermocinétiques posées par la circulation descendante de l'eau lourde et l'augmentation du coefficient de transfert à l'aval des plaques de distribution.

NOTATIONS

C_p , chaleur massique de l'eau lourde;
 Gr , nombre de Grashof;
 h , coefficient de transfert de chaleur entre liquide organique et eau lourde;
 h' , coefficient de transfert de chaleur entre paroi des canaux et eau lourde;
 l , hauteur du coeur du réacteur augmentée de celle des réflecteurs;
 N , flux de chaleur dégagé dans l'eau lourde par le ralentissement des neutrons ($n_{(x)} = dN/dx$);
 Nu , nombre de Nusselt;
 Pr , nombre de Prandtl;
 Q , débit d'eau lourde en volume;

Re , nombre de Reynolds;
 S , surface d'échange entre canaux et modérateur par unité de hauteur;
 $T_{(x)}$, température du liquide organique à l'abscisse x ;
 x , abscisse mesurée parallèlement à l'axe des canaux, origine à mi-hauteur du coeur du réacteur ($x = -l/2$: niveau entrée eau lourde);
 $\Gamma_{(x)}$, flux de chaleur dégagé dans l'eau lourde par l'atténuation du rayonnement γ ($\gamma_{(x)} = d\Gamma/dx$);
 $\vartheta_{(x)}$, température moyenne du modérateur à l'abscisse x ;
 $\Phi_{(x)}$, flux de chaleur transféré du liquide organique à l'eau lourde par unité de hauteur à l'abscisse x . ($\varphi_{(x)} = \Phi_{(x)}/s$ est le flux de chaleur par unité de surface);
 ρ , masse volumique de modérateur.

* Recherche développée dans le cadre du "Programme Orgel".

† Commission des Communautés européennes, Centre Commun de Recherches, Etablissement d'Ispra, Italie.

‡ Université Libre de Bruxelles, Faculté des Sciences Appliquées, 40 avenue Franklin Roosevelt, Bruxelles, Belgique.

INTRODUCTION

DANS un réacteur modéré à eau lourde, la

quantité de chaleur qui, par transfert à travers l'isolement des canaux, parvient au modérateur ne représente généralement pas une partie importante de celle créée par les processus nucléaires dans le modérateur lui-même ou dans les structures. Cependant, en raison des faibles vitesses de circulation, ce transfert thermique est la cause d'une différence notable entre la température de la paroi extérieure des canaux et la température moyenne de l'eau lourde voisine; si cette dernière était trop élevée, il apparaîtrait alors sur les tubes une ébullition locale, ce qui est à éviter.

D'autre part, pour que l'échangeur travaille dans les meilleures conditions, la température d'entrée de l'eau lourde dans le réacteur doit être la plus élevée possible. Enfin la vitesse d'écoulement ne doit pas être trop grande pour que le débit et la perte de charge, c'est-à-dire le nombre et la puissance des pompes, ne soient pas excessifs.

Le problème de la circulation de l'eau lourde est donc lié à celui de la qualité de l'isolant; suivant le sens de circulation du modérateur et du réfrigérant, le débit du modérateur, la résistance thermique de l'isolement, le point où les risques d'ébullition sont les plus grands peut se trouver à une hauteur différente de la cuve et la température d'entrée de l'eau lourde choisie avec plus ou moins de liberté.

Le but de cette étude est de chercher à discerner comment l'élimination de tout risque d'ébullition locale influe, dans différentes options technologiques, sur les valeurs minimales du débit et de la température d'eau lourde, pour un réacteur de type Orgel (refroidi par liquide organique). Cependant, la méthode d'approche ainsi que quelques uns des résultats peuvent être appliqués à d'autres types de réacteur de puissance.

1. ETUDE THEORIQUE

1.1. Evolution de la température de l'eau lourde

1.1.1. *Hypothèses de calcul.* (a) Le problème est traité à une seule dimension. On suppose que la diffusion radiale de la chaleur est né-

ligeable. Cette hypothèse n'est pas très pessimiste car il existe dans les réacteurs Orgel considérés au § 1.1.3 une large zone centrale dans laquelle les flux thermiques créés par les neutrons et le rayonnement γ sont maximaux et à peu près constants. Les essais ont montré par ailleurs (§ 2.2) que dans certaines conditions, on peut éviter les mouvements globaux de convection dans la cuve.

(b) L'intensité du rayonnement γ dans le réacteur est indépendante de l'abscisse, tandis que celle du flux neutronique est un arc de sinus, de valeur nulle pour $x = \pm l/2$ (extrémités du canal). On néglige la production de chaleur par rayonnement ainsi que celle engendrée dans les structures par les divers processus nucléaires.

En ce qui concerne la quantité de chaleur dégagée dans le modérateur ces hypothèses conduisent donc à :

$$\gamma_{(x)} = \Gamma/l \quad \text{et} \quad n_{(x)} = N (\pi/2l) \cos \pi (x/l).$$

D'autre part, le gradient de température du liquide organique pouvant être considéré proportionnel au flux neutronique,

$$T_{(x)} = T_{(0)} + \frac{1}{2} [T_{(l/2)} - T_{(-l/2)}] \sin \pi x/l$$

($T_{(0)}$ est la température moyenne du liquide organique réalisée au niveau $x = 0$, milieu du réacteur).

(c) Le coefficient de transfert h entre organique et eau lourde est constant. Ceci peut être admis pour une épaisseur constante de l'isolement, car sa résistance thermique est beaucoup plus grande que celle entre l'eau lourde et la paroi externe des canaux (voir § 1.3.1.).

1.1.2. *Equations de base, résolution.* Les équations de base s'écrivent :

$$n_{(x)} + \gamma_{(x)} + \Phi_{(x)} = (\rho C_p Q) \frac{d\vartheta_{(x)}}{dx} \quad (1)$$

$$T_{(x)} - \vartheta_{(x)} = \frac{1}{hS} \Phi_{(x)} \quad (2)$$

La combinaison de ces deux équations conduit à :

$$\Phi_{(x)} + \frac{l}{m} \frac{d\Phi_{(x)}}{dx} = (\rho C_p Q) \frac{dT_{(x)}}{dx} - n_{(x)} - \gamma_{(x)} \quad (3)$$

$m = hSl/\rho C_p Q$ est un nombre sans dimension analogue à un nombre de Stanton.

En donnant à T_x , n_x et γ_x la forme indiquée au § 1.1.1., l'équation (3) permet de déterminer $\Phi_{(x)}$

$$\begin{aligned} \Phi_{(x)} = & hS [T_{(-l/2)} - \vartheta_{(-l/2)}] \exp\left(-m \frac{l+2x}{2l}\right) \\ & - \frac{\Gamma}{l} \left[1 - \exp\left(-m \frac{l+2x}{2l}\right) \right] \\ & + [\rho C_p Q (T_{(l/2)} - T_{(-l/2)}) \\ & - N] \frac{\pi}{2l} \frac{1}{\pi^2 + m^2} \left\{ m^2 \cos \pi \frac{x}{l} \right. \\ & \left. + \pi m \left[\sin \pi \frac{x}{l} + \exp\left(-m \frac{l+2x}{2l}\right) \right] \right\}. \quad (4) \end{aligned}$$

Et en posant

$\Delta\vartheta_n = N/\rho C_p Q$: élévation totale de température du modérateur due au flux neutronique

$\Delta\vartheta_\gamma = \Gamma/\rho C_p Q$: élévation totale de température du modérateur due au rayonnement γ .

On déduit à partir de (4) et (2) la température de l'eau lourde:

$$\begin{aligned} \vartheta_{(x)} = & T_0 - [T_{(-l/2)} - \vartheta_{(-l/2)}] \exp\left(-m \frac{l+2x}{2l}\right) \\ & - \frac{1}{2} [T_{(l/2)} - T_{(-l/2)}] \frac{1}{\pi^2 + m^2} \left[\pi m \cos \pi \frac{x}{l} \right. \\ & \left. - m^2 \sin \pi \frac{x}{l} + \pi^2 \exp\left(-m \frac{l+2x}{2l}\right) \right] \\ & + \frac{\Delta\vartheta_n}{2} \frac{1}{\pi^2 + m^2} \left[\pi m \cos \pi \frac{x}{l} + \pi^2 \sin \pi \frac{x}{l} \right. \\ & \left. + \pi^2 \exp\left(-m \frac{l+2x}{2l}\right) \right] + \frac{\Delta\vartheta_\gamma}{m} \\ & \left[1 - \exp\left(-m \frac{l+2x}{2l}\right) \right]. \quad (5) \end{aligned}$$

1.1.3. Valeurs numériques—Simplification.

(a) Caractéristiques des réacteurs envisagés.

Pour calculer les paramètres intervenant dans l'équation (5), nous avons utilisé les caractéristiques générales de quatre project de réacteurs, présentées au symposium Orgel à Ispra en 1965 [1] et rappelées dans le Tableau 1.

(b) Choix du débit d'eau lourde. Pour chaque réacteur, le calcul a été effectué pour trois débits d'eau lourde, tels que l'élévation de température dans le réacteur due à la puissance dissipée par neutrons et rayonnement γ , $(\Delta_n + \Delta_\gamma)$, soit égale à 10, 20 et 30°C. Les résultats sont indiqués dans le Tableau 2.

(c) Choix du coefficient d'échange h . Suivant le type d'isolement utilisé, la valeur du coefficient d'échange peut varier dans des limites assez larges. La valeur de m a été calculée pour les valeurs du coefficient d'échange $h = 2 \times 10^{-3}$, 4×10^{-3} , 8×10^{-3} , 16×10^{-3} , W/cm² °C qui couvrent la gamme des pertes envisageables.

(d) Echauffement du modérateur dans le réacteur. Dans la plage définie par les valeurs de Q et de h , m reste très petit ($m < 5 \times 10^{-2}$).

L'équation (5) peut alors se simplifier:

$$1 - \exp\left(-m \frac{l+2x}{2l}\right) \simeq m \left(\frac{x}{l} + \frac{1}{2} \right)$$

m^2/π^2 est négligeable devant 1.

Et l'échauffement du modérateur à l'intérieur du réacteur est donné par

$$\begin{aligned} \vartheta_{(l/2)} - \vartheta_{(-l/2)} = & m(T_{(0)} - \vartheta_{(-l/2)}) \\ & + \frac{\Delta\vartheta_n}{2} (2 - m) + \Delta\vartheta_\gamma \quad (6) \end{aligned}$$

où $T_{(0)} - \vartheta_{(-l/2)}$ représente la différence entre la température moyenne du réfrigérant et la température d'entrée du modérateur.

On peut faire les remarques suivantes:

Cet échauffement est en première approximation, indépendant du sens de circulation du réfrigérant. Cela tient à ce que d'une part l'élévation de température de l'eau lourde est faible vis-à-vis de la différence de température entre réfrigérant et modérateur, et d'autre part la chaleur reçue par transfert thermique est petite vis-à-vis de celle dégagée dans le

Tableau 1

	Filière à carbure d'uranium naturel		Filière à carbure d'uranium enrichi	
	Réacteur I	Réacteur II	Réacteur III	Réacteur IV
Puissance en MWe	100	500	100	500
Nombres de canaux	156	498	82	153
Diamètre extérieur (cm)	9,82	10,02	11,73	12,5
Surface d'échange S par unité de hauteur (cm ² /cm) = cm	4815	15 700	3025	6010
Longueur en cm (hauteur du coeur + réflecteurs)	426	530	355	510
Puissance N dissipée dans le modérateur par Neutrons (MW)	6,85	24,3	6,85	24,3
Puissance dissipée dans le modérateur par rayonnement γ (MW)	16,35	58	16,35	58
Température d'entrée du liquide organique (°C)	289	309	277	266
Température de sortie du liquide organique (°C)	370	400	370	400
Rayon de la curve (cm) (Rayon du noyau + réflecteur)	218	379	204	262
Section de passage du modérateur (cm ²) (Section de la cuve diminuée de la surface occupée par les canaux)	$14,76 \times 10^4$	$41,22 \times 10^4$	$12,19 \times 10^4$	$19,70 \times 10^4$

Tableau 2

$\Delta\theta_n + \Delta\theta_\gamma$	Types de réacteur			
	I et III		II et IV	
	l/s	m ³ /h	l/s	m ³ /h
10°C	555	2000	1970	7100
20°C	278	1000	985	3550
30°C	185	666	657	2365

modérateur par les neutrons et rayonnement γ .

Comme $m \ll 1$, l'élévation de température due au transfert thermique est donnée par le premier terme du second membre de l'équation (6). Cette élévation sera plus faible dans les réacteurs à uranium enrichi que dans les réacteurs à uranium naturel qui présentent à puissance

égale un plus grand nombre de canaux et des canaux plus longs.

L'équation (6) permet de calculer la valeur de la température de sortie, pour une température d'entrée donnée, suivant les valeurs du débit et de l'isolement. Mais cette température d'entrée ne peut pas être choisie arbitrairement: elle doit permettre à l'échangeur de fonctionner dans de bonnes conditions tout en éliminant les risques d'ébullition sur la paroi des canaux. Pour déterminer ce dernier point, il faut connaître la différence de température (entre un point de la paroi des canaux et le modérateur situé au même niveau), qui est nécessaire pour évacuer sans ébullition le flux de chaleur, différence qui dépend de ce flux thermique et du coefficient d'échange.

1.2. Estimation de la différence de température entre la paroi des canaux et l'eau lourde

1.2.1. *Position du problème.* Le flux de chaleur par cm^2 $\varphi_{(x)} = \Phi_{(x)}/S$ à évacuer par le modérateur en chaque point de la paroi est assez facile à déterminer à partir de l'équation (4) qui, puisque m est petit, peut se mettre, sous la forme suivante :

$$\begin{aligned} \frac{\varphi_{(x)}}{h} = & [T_{(0)} - \vartheta_{(-l/2)}] \left[1 - m \left(\frac{x}{l} + \frac{1}{2} \right) \right] \\ & - \frac{1}{2} [T_{(l/2)} - T_{(-l/2)}] \sin \pi \frac{x}{l} \\ & - \frac{\Delta \vartheta_n}{2} \left[1 - m \left(\frac{x}{l} + \frac{1}{2} \right) + \sin \pi \frac{x}{l} \right] \\ & - \Delta \vartheta_y \left[\frac{x}{l} + \frac{1}{2} \right]. \quad (7) \end{aligned}$$

La différence de température entre le tube de calandre et l'eau lourde est égale à φ/h' , h' étant le coefficient de passage à la paroi, qui dépend du régime d'écoulement dans la cuve. Or, pour les quatre réacteurs étudiés, le calcul des vitesses moyennes correspondant aux trois débits envisagés au § 1.1.3, donne le résultat résumé dans le Tableau 3.

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,4}$$

indique alors l'ordre de grandeur du coefficient d'échange dû à la convection forcée; pour un diamètre hydraulique de 75 cm*, ce coefficient d'échange h' est tel que

$$6 \times 10^{-3} (V_{\text{cm/s}})^{0,8} < h' < 8,5 \times 10^{-3} (V_{\text{cm/s}})^{0,8}$$

lorsque la température de l'eau lourde est comprise entre 40°C et 100°C. Cependant, étant donné l'ordre de grandeur des flux de chaleur à évacuer, le coefficient de transfert de chaleur par convection naturelle est beaucoup plus élevé que la valeur de h' déterminée ci-dessus; ceci est mis en évidence par les Figs. 1 et 2 qui représentent la valeur de flux transmis et celle du coefficient de passage, obtenues à l'aide de la formule

$$Nu = 0,13 Gr \times Pr^{\frac{1}{3}}$$

valable pour le transfert par convection naturelle turbulente le long de parois verticales en général et de tubes verticaux en particulier [2].

La convection naturelle semble donc être le phénomène prépondérant, dans la mesure où les vitesses locales resteront du même ordre de

Tableau 3

Réacteur I	$Q \text{ m}^3/\text{h}$	2000	1000	666
(Carbure d'uranium naturel 100 MWe)	$V \text{ cm/s}$	3,75	1,88	1,25
Réacteur II	$Q \text{ m}^3/\text{h}$	7100	3550	2365
(Carbure d'uranium naturel 500 MWe)	$V \text{ cm/s}$	4,8	2,4	1,6
Réacteur III	$Q \text{ m}^3/\text{h}$	2000	1000	666
(Carbure d'uranium enrichi 100 MWe)	$V \text{ cm/s}$	4,55	2,28	1,53
Réacteur IV	$Q \text{ m}^3/\text{h}$	7100	3550	2365
(Carbure d'uranium enrichi 500 MWe)	$V \text{ cm/s}$	10	5	3,3

Il faut déterminer dans ces conditions la valeur du coefficient de transfert h' .

1.2.2. *Coefficient de transfert à la paroi.* Bien que les vitesses moyennes soient faibles, le pas du réseau étant grand, l'écoulement est en régime turbulent ($Re > 10^4$). La formule de Dittus-Boelter :

grandeur que les vitesses moyennes calculées au § 1.2.1. (Ce résultat est en accord avec ceux obtenus par Métais [3]). En tout cas, les valeurs

* Cette valeur (qui correspond à un pas de l'ordre de 25 cm) influe d'ailleurs peu sur le calcul car elle n'intervient, sur la valeur de h' qu'à la puissance 0,2.

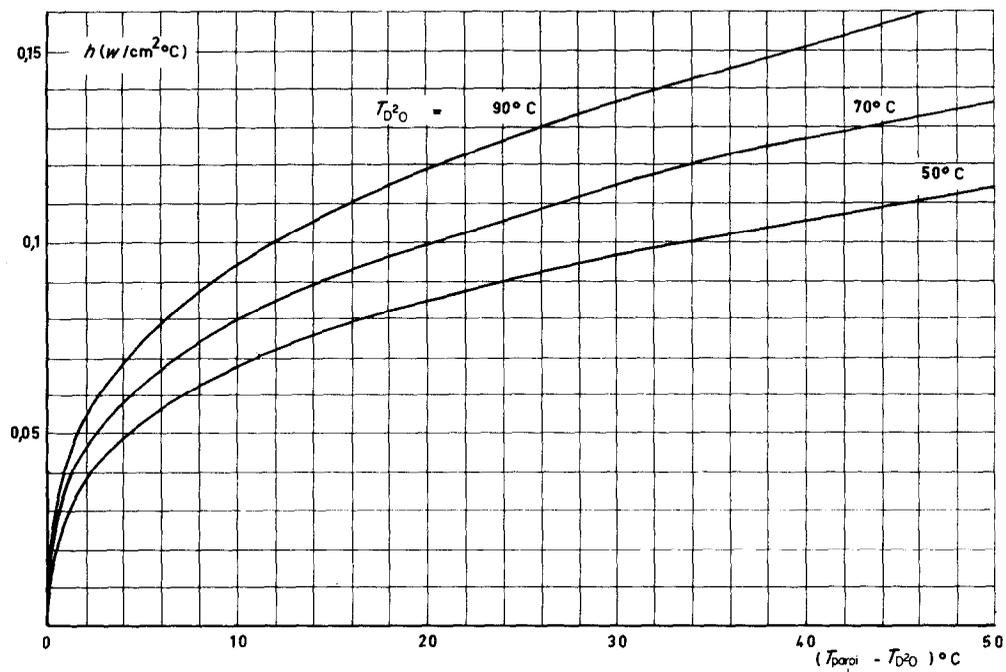


FIG. 1. Variation du coefficient d'échange par convection naturelle sur une paroi verticale immergée dans D^2O .

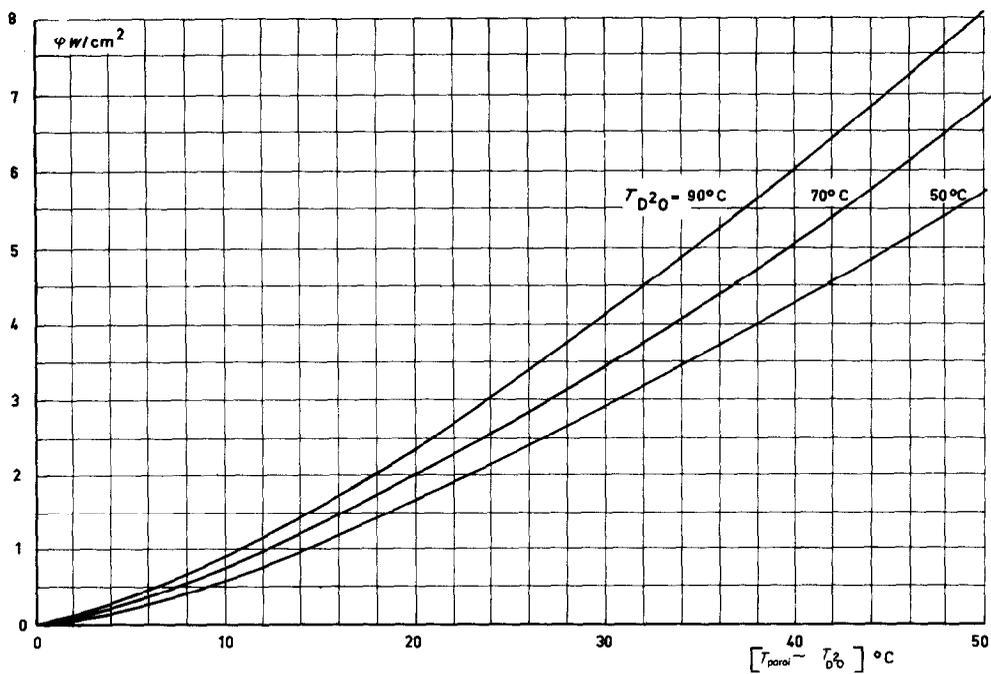


FIG. 2. Variation du flux de chaleur transmis par convection naturelle (paroi verticale plongée dans D^2O).

du coefficient de transfert à la paroi, déduites des formules de la convection naturelle, constituent des valeurs minimales qui ne peuvent qu'être augmentées par les turbulences de l'écoulement. En utilisant ces valeurs pour évaluer la différence de température ΔT entre tube de calandre et eau lourde, on obtient donc une limite supérieure de ΔT .

1.3. Relation entre la température maximale de paroi et la température d'entrée de l'eau lourde

Les résultats des paragraphes précédents permettent de définir la température d'entrée $\vartheta_{(-1/2)}$ de l'eau lourde dans un réacteur, de telle sorte qu'en aucun point des canaux la température ne dépasse une valeur donnée.

1.3.1. *Cas des réacteurs à carbure d'uranium naturel.* Les calculs ont été effectués dans le cas des deux réacteurs à carbure d'uranium naturel dont les caractéristiques sont définies au § 1.1.3. Pour chacun d'eux on a considéré les trois débits du modérateur et les quatre valeurs de l'isolement indiqués au même paragraphe, ainsi que la circulation parallèle et la circulation opposée du modérateur et du réfrigérant. Les cas conduisant à une température d'entrée plus basse que 40°C ont été écartés, les propriétés de l'échangeur qui serait nécessaire les rendant peu intéressants.

On a obtenu les résultats suivants :

(a) Point où la température de paroi est maximale. *Dans tous les cas étudiés la température la plus élevée apparaît au niveau de la sortie de l'eau lourde*, résultat évident dans le cas d'une circulation liquide organique-modérateur en parallèle, mais non dans le cas d'une circulation à contre-courant.

Les résultats pour une température maximale de paroi de 100°C sont donnés dans les Tableaux. Les lettres *E* et *S* se réfèrent respectivement aux niveaux entrée et sortie de l'eau lourde. Ces résultats sont en accord avec l'hypothèse (c) du § 1.1.1.: la variation de la résistance thermique entre fluide et paroi conduit au maximum ($h = 16 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$) à une

variation de la résistance entre le liquide organique et l'eau lourde de l'ordre de 1,5 pour cent, qui peut être négligée en ce qui concerne la quantité de chaleur transférée à l'eau lourde.

Il faut remarquer d'autre part que pour les débits élevés, surtout en circulation à contre-courant, la température de paroi du canal évolue peu. Il en résulte qu'étant donnée la différence de pression entre le fond et la surface de la cuve, le risque d'ébullition n'est pas automatiquement le plus grand au point où la température de paroi est la plus élevée. La variation de la température d'ébullition est en effet du même ordre de grandeur que celle de la température de paroi du canal.

(b) Choix de la température d'entrée du modérateur. Sur les Figs. 3-5 est indiquée dans le cas du réacteur de 100 MW la température d'entrée du modérateur qui correspond pour un débit et un isolement donnés à une température maximale du tube de calandre. Le déplacement des courbes montre l'importance d'un bon isolement: le saut de température à la paroi nécessaire pour évacuer la chaleur transmise croît en effet rapidement avec le flux. Le calcul a été conduit jusqu'à une température de paroi de 120°C, car en principe la surpression qui règne dans le réacteur permet d'atteindre cette valeur sans ébullition.

Les courbes analogues, tracées pour le réacteur de 500 MW, bien que légèrement décalées conduiraient aux mêmes conclusions.

1.3.2. *Cas des réacteurs à carbure d'uranium enrichi.* Dans les réacteurs à carbure d'uranium enrichi le transfert thermique a encore moins d'influence sur l'élévation de température de l'eau lourde dans sa traversée du réacteur. Pour les bons isollements ($h < 8 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$), la variation entre température d'entrée et sortie est presque uniquement provoquée par les neutrons et le rayonnement γ . Il s'ensuit que, pour une température maximale de paroi fixée, on pourra entrer avec une température un peu supérieure, et que d'autre part, en circulation à contre-courant il y aura une variation encore plus faible des températures de paroi le

Tableau 4. Réacteur à carbure d'uranium naturel 100 MW

h W/cm ² °C	Circulation à contre-courant						Circulation parallèle						
	2000		1000		666		2000		1000		666		
	Temp. °C	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal
2×10^{-3}	E	85,5	91,5	74	81	63,5	71	83,5	88,5	73,5	78,5	62,5	68,5
	S	95	100	95	100	95	100	94	100	94	100	94	100
4×10^{-3}	E	80	92	69	81,5	58	71	77,5	87	66,5	77	55,5	66,5
	S	91	100	91	100	91	100	88,5	100	88,5	100	88,5	100
8×10^{-3}	E	72	93	60	82	48	70,5	68	84,5	56	73,5	44	63
	S	84	100	84	100	84	100	80	100	80	100	80	100
16×10^{-3}	E	58,5	95,5	44,5	84,5			49	80,5				
	S	72,5	100	72,5	100			63	100				

Tableau 5. Réacteur à carbure d'uranium naturel 500 MW

h W/cm ² °C	Circulation à contre-courant						Circulation parallèle						
	7100		3550		2365		7100		3550		2365		
	Temp. °C	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal	D ² O	Paroi du Canal
2×10^{-3}	E	84,5	92	73,5	81,5	63,5	71,5	82,5	88	72	78	61	68
	S	95	100	95	100	95	100	93	100	93	100	93	100
4×10^{-3}	E	79	92,5	68	82	57	71,5	76	86	64,5	75,5	53	64,5
	S	90,5	100	90,5	100	90,5	100	87	100	87	100	87	100
8×10^{-3}	E	70,5	93,5	58	83,5	45,5	73,5	66	86,5	53,5	72,5	41	61
	S	83	100	83	100	83	100	78,5	100	78,5	100	78,5	100
16×10^{-3}	E	55,5	93,5	40,5	84,5			45	78,5				
	S	70,5	100	70,5	100			60	100				

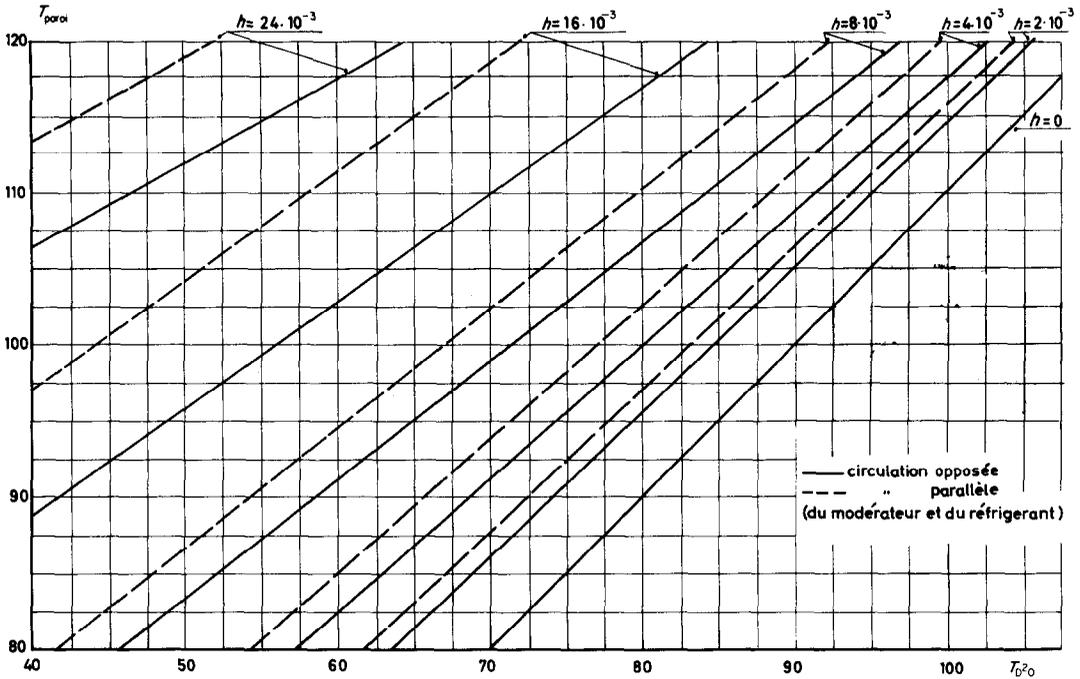


Fig. 3. Variation de la température de paroi la plus élevée en fonction de la température d'entrée d'eau lourde pour différentes valeurs de l'isolement thermique. Reacteur 100 Mwe—Débit D²O: 2000 m³/h.

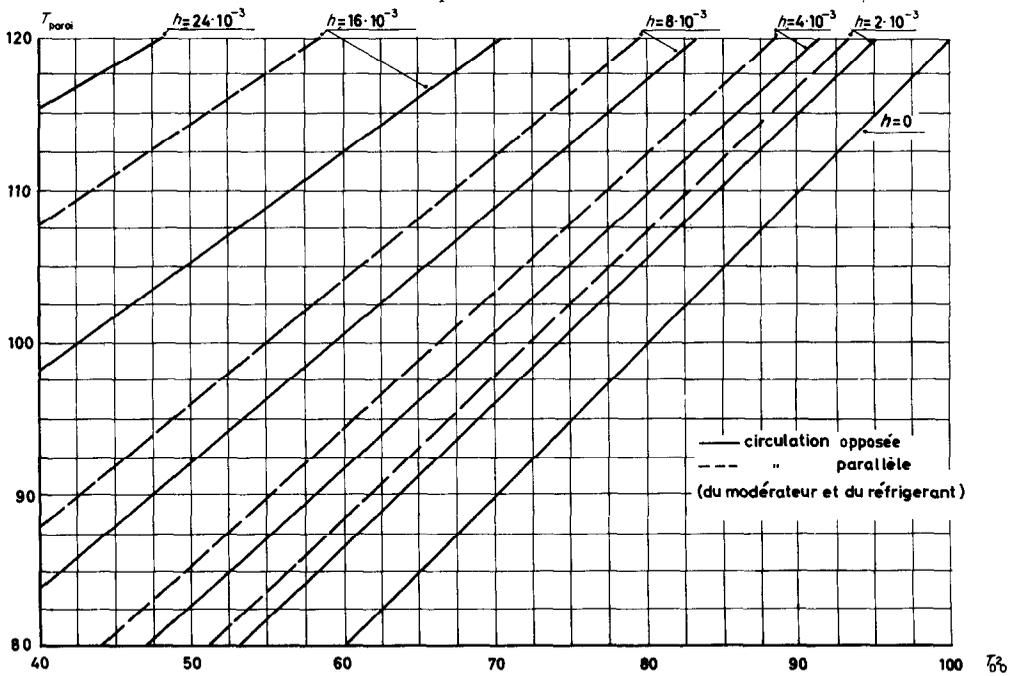


Fig. 4. Variation de la température de paroi la plus élevée en fonction de la température d'entrée d'eau lourde pour différentes valeurs de l'isolement thermique. Reacteur 100 Mwe—Débit D²O: 1000 m³/h.

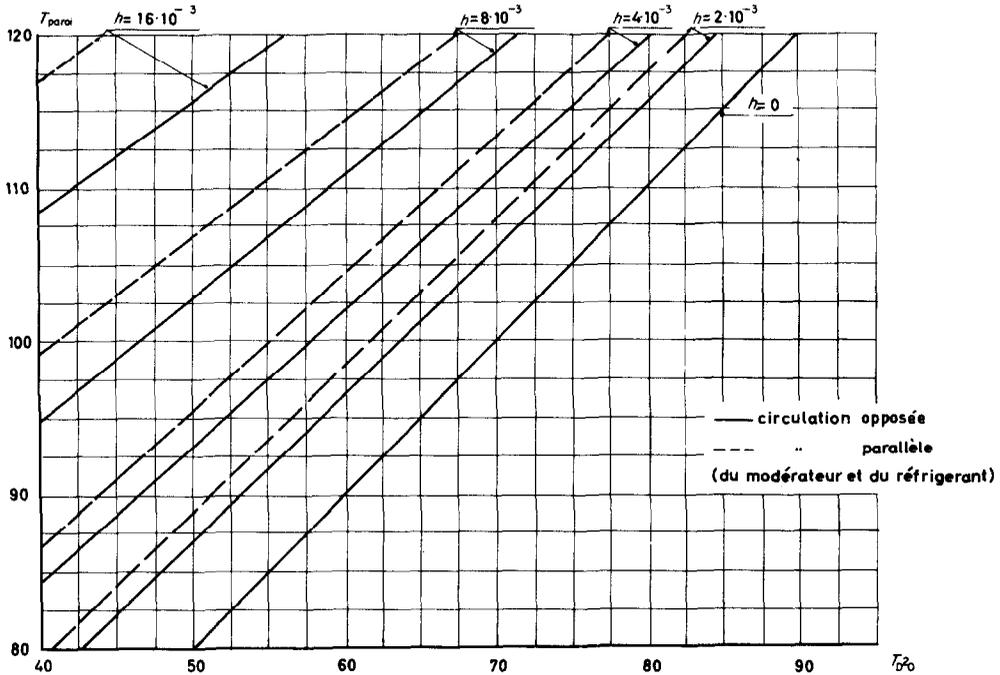


FIG. 5. Variation de la température de paroi maximale en fonction de la température d'entrée de l'eau lourde pour différentes valeurs de l'isolement thermique. Reacteur 100 Mwe—Débit D²O: 666 m³/h.

long du canal (en comparaison avec le cas analogue pour un réacteur à uranium naturel).

Il y a alors lieu de reprendre la remarque du paragraphe 1.3.1 concernant la variation de la température d'ébullition avec la pression. Il faudrait aussi dans ce cas particulier des forts débits, pour connaître avec précision le point où la température de paroi est la plus élevée, tenir compte de la production de chaleur dans les structures mêmes des canaux, et des variations axiales ou radiales (entretoises par exemple) de l'isolement. Cette étude ne pourrait être abordée que dans le cadre d'un avant-projet technologiquement bien défini.

2. ETUDE EXPERIMENTALE

2.1. Appareillage et Instrumentation

Parallèlement à l'étude théorique exposée dans la première partie, un certain nombre

d'expériences ont eu lieu sous contrat Euratom [4] sous la direction du Professeur Jaumotte.

(a) Ces expériences ont été effectuées sur un modèle de cuve de réacteur cylindrique (voir Figs. 6 et 7), de diamètre 3 m, hauteur 3,5 m, ayant à sa partie supérieure un déversoir de diamètre 4 m et hauteur 1,2 m.

(b) A l'intérieur de la cuve sont suspendues 97 barres simulant les canaux de réacteurs, de diamètre 90 mm et longueur 2,8 m. Elles sont disposées dans la cuve suivant un réseau à pas carré de 260 mm.

Les 21 barres du noyau central sont des barres chauffantes. Leur chauffage se fait à vapeur et la puissance peut atteindre 15 kW par barre. L'uniformité des températures est approximativement réalisée.

De plus l'appareillage de mesure comprend une barre d'étude identique aux précédentes dans ses dimensions extérieures, chauffée par effet joule dans sa partie centrale, sur la longueur

horizontalement dans la cuve aux niveaux 1,23 m et 3,23 m à partir du fond. Chaque plaque est percée de 97 orifices circulaires dans lesquels sont centrées les barres. Les diamètres de ces orifices sont différents suivant qu'il s'agit de la zone centrale ($\Phi = 109,4$ mm), de la zone intermédiaire ($\Phi = 105,2$ mm), de la zone périphérique ($\Phi = 99$ mm). Les trois zones concentriques ayant même surface, ce dispositif cherchait à réaliser la répartition suivante :

zone centrale (I)	$\frac{1}{2}$ débit total
zone intermédiaire (II)	$\frac{1}{3}$ débit total
zone périphérique (III)	$\frac{1}{6}$ débit total.

(d) Les mesures de température sont effectuées par thermocouples, les mesures de vitesses locales dans la cuve à l'aide d'un anémomètre à fil chaud spécialement conçu pour la mesure des faibles vitesses d'eau dans un écoulement à fortes fluctuations (Geonetics—US type 100-65). La sonde de vitesse est constituée par un fil de platine de diamètre 0,02 mm et longueur 8 mm. Elle permet d'obtenir une sensibilité de mesure de 0,2 cm/s, lorsque la température de l'eau est inférieure à 30°C. (La réduction de sensibilité aux températures plus élevées provient du fait qu'il est nécessaire d'éviter la formation de bulles sur le fil, phénomène qui se produit dès que sa température est voisine de 50°C à cause du contenu en air dissous.) Pour des mesures plus globales, on a également utilisé un micromoulinet (Neyrpic—Grenoble) de diamètre 35 mm et pas 80 mm monté sur paliers à rubis, dont la rotation de l'hélice est mesurée par un compteur d'impulsions.

2.2. Influence d'une production de chaleur dans la cuve du réacteur sur la distribution des vitesses

2.2.1. *Expériences réalisées.* Avec le montage expérimental précédent, un certain nombre de cartes de vitesses ont été relevées dans la cuve avec les conditions suivantes :

Débit de circulation 175, 275, 335, 360 m³/h ;
 Température maximale de l'eau 60°C ;
 Puissance de chauffe 0 et 375 kW ;

Niveau de l'eau dans la cuve : 3,62 m.

Huit mesures de vitesse sont effectuées pour chaque essai, en des points différents, aux niveaux 0,75 m et 1,25 m (à partir de la plaque de distribution inférieure). Chaque point de mesure est situé à 85 mm de la paroi de la barre la plus proche. A partir de ces vitesses locales on évalue la vitesse moyenne dans le sous-canal correspondant (cette opération, qui implique la connaissance de la répartition des vitesses dans le sous-canal, a nécessité des expériences préliminaires). Connaissant ces vitesses moyennes, en utilisant les symétries de l'ensemble, on peut calculer le débit total (comparé à la valeur mesurée sur le circuit) et la répartition du débit.

2.2.2. *Résultats* (Fig. 8). Lorsque le chauffage du noyau central commence à fonctionner, il apparaît dans cette zone des courants de convection ascendants et donc des courants descendants dans la zone périphérique qui influent sur la répartition du débit obtenue sans puissance dissipée (débit qui suivait à peu près la répartition demandée. § 2.1. (c). Il faut distinguer deux cas :

(a) Circulation forcée ascendante. La chauffe du noyau central augmente la vitesse dans la zone centrale et la diminue dans la zone périphérique. La répartition moyenne du débit est un peu modifiée dans un sens qui tend à diminuer l'échauffement au centre et les courants de convection. Il y a une augmentation de 4 à 5 pour cent du débit dans la zone centrale, compensée par une réduction dans la zone périphérique.

(b) Circulation descendante. La répartition des vitesses est totalement perturbée par la mise en chauffe. La plus grande partie du débit est rejetée dans la zone périphérique, tandis qu'au centre apparaît une recirculation du fluide. Dans la zone centrale l'écoulement est instable et la vitesse moyenne est malaisée à définir. L'écoulement se fait par "bouffées" ascendantes ou descendantes, séparées par des périodes de stagnation.

2.2.3. *Application au cas d'un réacteur Orgel.* Les expériences précédentes peuvent être aisément interprétées et il est possible d'en tirer des

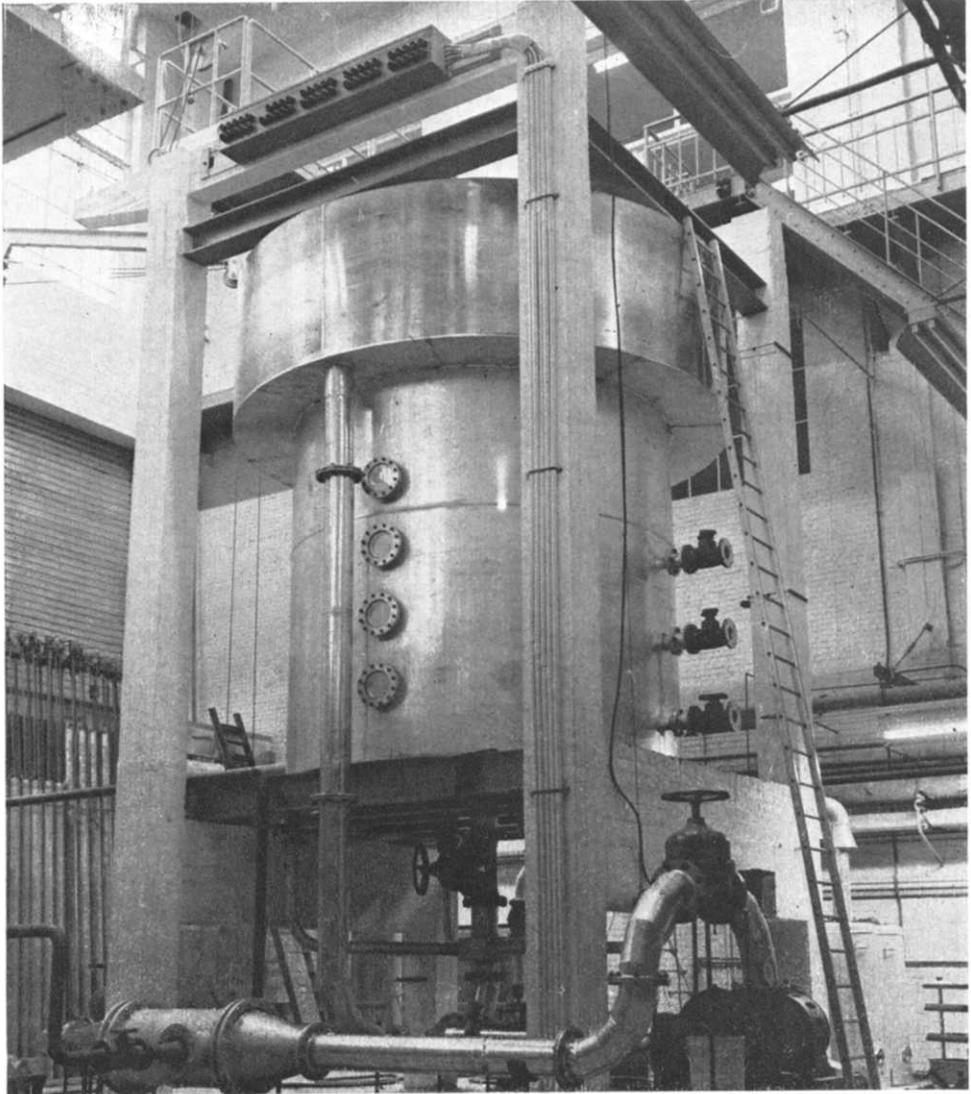


FIG. 7. Vue d'ensemble de la cuve d'essai et du circuit hydraulique.

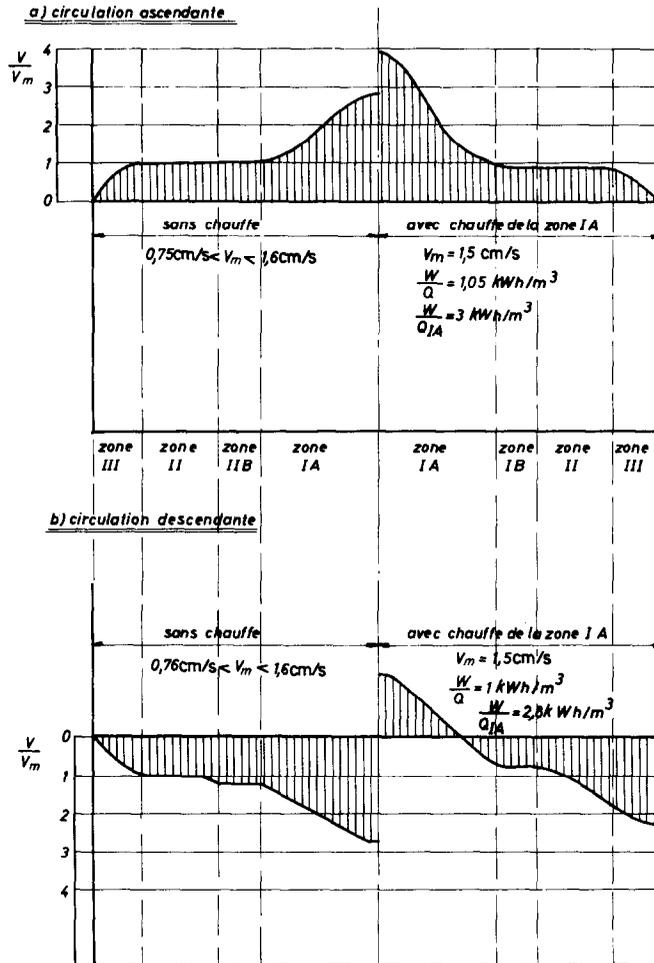


FIG. 8. Répartition des vitesses dans la cuve d'essai Orgel à 1,25 m de la plaque de distribution d'entrée.

conclusions valables dans le cas d'un réacteur à cuve d'eau lourde à circulation verticale.

En effet, il est toujours théoriquement possible de prévoir une distribution qui annule les courants de convection globaux. Il suffit que dans chaque zone de la cuve le débit soit proportionnel à la chaleur dégagée. La pression statique sera alors la même en tous points d'un plan horizontal et les filets fluides auront une vitesse moyenne verticale.

(a) Dans le cas d'une circulation forcée ascen-

dante le régime des vitesses sera stable. Une augmentation de flux dans une zone augmente la température de l'eau, diminue la pression statique au bas de cette zone; il en résulte un appel de fluide dans cette région, ce qui y augmente la vitesse et diminue l'échauffement de l'eau (effet de thermosiphon). Par contre, les autres zones un peu moins alimentées s'échauffent davantage. Le système de répartition tend vers une distribution d'équilibre.

(b) Inversement dans le cas d'une circulation forcée descendante, une augmentation de flux

dans une zone tend à engendrer des vitesses qui sont ascendantes dans cette région et s'opposent à la circulation forcée. Encore ralenti, le fluide s'échauffe davantage; il n'y a plus de distribution d'équilibre. Dans la zone chauffée le fluide circule de bas en haut. Il est donc prélevé à la température de sortie du réacteur quand il se trouve de nouveau recyclé. Les risques d'ébullition deviennent grands. Tout le fluide froid qui entre dans le réacteur se trouve rejeté vers les zones les moins chauffées. Le système d'évacuation de la chaleur est complètement perturbé et on ne peut plus contrôler ni la répartition du débit, ni celle des températures de l'eau lourde dans la cuve.

Pour indiquer l'ordre de grandeur des phénomènes, la circulation par convection naturelle était, dans les essais effectués, prédominante dès que la chaleur libérée par unité de débit du modérateur était de l'ordre de 3 kWh/m^3 dans la zone centrale; son influence commençait à se faire sentir dès que la quantité de chaleur était de 1 kWh/m^3 . Dans les réacteurs Orgel considérés à la première partie, les vitesses moyennes de l'écoulement forcé étant du même ordre de grandeur que dans les essais, la quantité de chaleur moyenne libérée dans l'eau lourde varie de 11 kWh/m^3 à 35 kWh/m^3 .

Il semble donc que l'on ne puisse pas envisager une circulation descendante du modérateur, à moins que l'on ne cloisonne verticalement la cuve de manière à empêcher les mouvements globaux de convection naturelle, ce qui n'est pas envisagé actuellement (introduction de matériel absorbant dans le réacteur, complication technologique).

2.3. Transfert de chaleur le long des canaux. Influence des plaques de distribution

2.3.1. *Expériences réalisées.* Les résultats de la première partie de cette communication ont été obtenus en supposant que les échanges thermiques entre les canaux et l'eau lourde avaient lieu par convection naturelle. Il était nécessaire de le vérifier.

Dans des conditions expérimentales analogues

à celles indiquées au § 2.2.1, on a mesuré le coefficient de transfert en trois points de la barre de mesure situés respectivement à 0,5 m, 1 m et 1,5 m, de la plaque de distribution amont. Les essais ont été effectués avec et sans chauffe du noyau central, pour la barre d'étude en position centrée ou périphérique, en circulation ascendante ou descendante. Les résultats suivants ont été obtenus :

(a) Il n'y a pas de différences fondamentales entre les écoulements ascendants et descendants lorsque les barres chauffantes (exceptée la barre d'étude) ne dissipent aucun flux.

Lorsque la circulation est descendante et le flux dissipé dans l'eau important, l'écoulement est instable (voir § 2.2) et on ne peut utiliser une valeur moyenne du coefficient de convection.

Lorsque l'écoulement est ascendant, le flux dissipé par les barres chauffantes ne perturbe pas le phénomène. Les mêmes relations peuvent également être utilisées avec une bonne précision, quelle que soit la position de la barre de mesure dans la cuve, pourvu qu'on se réfère toujours à la vitesse moyenne au voisinage de la barre.

(b) Il y a lieu de distinguer dans le transfert de la chaleur entre les barres et l'eau lourde deux zones qui sont régies par des régimes de convection différents.

(i) Dans la section de mesure la plus éloignée de la plaque de distribution amont ($y = 1,5 \text{ m}$) le coefficient de transfert de chaleur est indépendant du débit et sa valeur ne dépend que du flux thermique; le transfert a donc lieu par convection naturelle. Les essais (Fig. 9) montrent que le flux de chaleur transmis à l'eau lourde peut être dans cette région relié avec une bonne approximation à la différence ΔT de température locale entre paroi et eau par la relation,

$$\Phi = 0,039 \Delta T^{\frac{3}{2}}$$

formule qui, la température de film étant voisine de 70°C , est en accord avec celle généralement admise pour le transfert par convection naturelle dans ces conditions, et utilisée au § 1.2.2, soit $Nu = 0,13 Gr.Pr^{\frac{1}{4}}$.

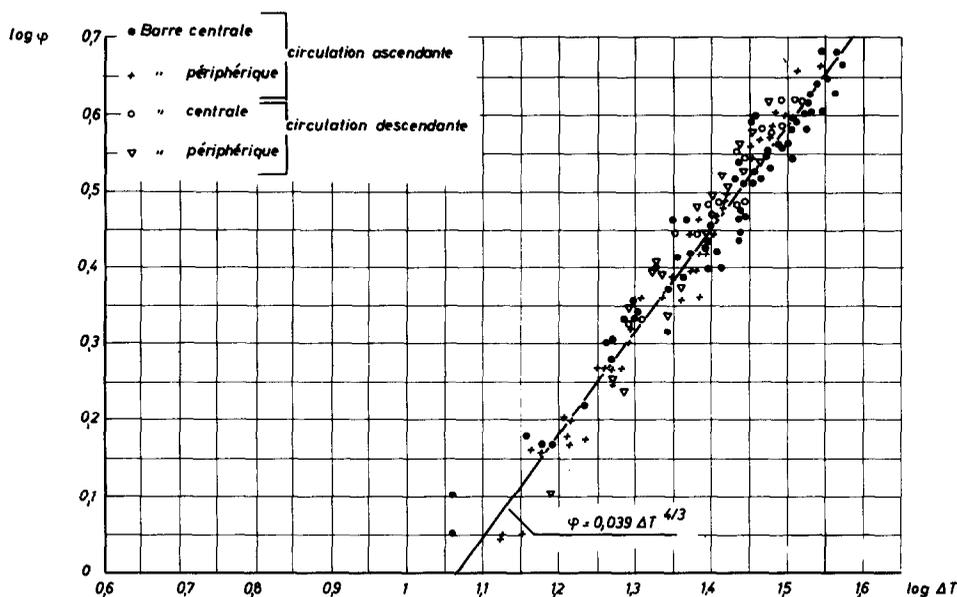


FIG. 9. Corrélation entre le flux moyen de chaleur et la différence locale de température paroi à 1500 mm de l'orifice d'injection.

(ii) Dans les autres sections de mesure, et surtout pour celle située à 50 cm de la plaque amont, la convection dépend non seulement de ΔT , mais surtout du débit local. Cela est dû à l'effet des fentes d'injection.

Au niveau des plaques de distribution, la section est en effet réduite dans un rapport 19,5 (barres centrales) à 28,5 (barres périphériques). Cette striction de l'écoulement provoque de la convection, et à l'aval de la plaque elle induit des mouvements tourbillonnaires qui se propagent dans la cuve en augmentant le brassage de l'eau et donc le transfert de chaleur. Sur la Fig. 10, on peut voir la mesure absolue des vitesses relevées le long d'une barre centrale et d'une barre périphérique non chauffées. Les courbes montrent que l'effet d'entrée se fait sentir à une distance supérieure à un mètre.

(c) En définitive la striction de l'écoulement par les plaques de distribution augmente brutalement la vitesse moyenne. L'augmentation de la vitesse en amont de la plaque n'est en effet sensible que sur quelques centimètres ainsi que

le montre la Fig. 11*. Cette augmentation de vitesse conduit dans les cas pratiques à une forte augmentation du coefficient de convection. Par exemple, pour une vitesse moyenne dans la cuve de 3 cm/s, le calcul du coefficient de convection au niveau de la plaque, pour la barre centrale (la vitesse est environ 60 cm/s) atteint des valeurs de l'ordre de 0,3 W/cm² °C, c'est-à-dire deux à trois fois plus grandes que celles résultant de la convection naturelle. Cet effet se fait sentir en s'atténuant sur une longueur supérieure à 1 m. A 1,5 m de l'entrée il est amorti et le transfert de chaleur est régi uniquement par la convection naturelle.

2.3.2. Application au cas d'un réacteur Orgel. Cet effet peut être utilisé de manière avantageuse dans le cas d'un réacteur Orgel. En effet il peut se trouver aux extrémités des canaux des zones

* Ce résultat a été obtenu à l'aide d'une étude par analogie rhéoelectrique. On peut en effet considérer que l'écoulement de fluide dérive dans cette région d'un potentiel. Nous remercions Monsieur Geoffrion qui s'est chargé de cet essai.

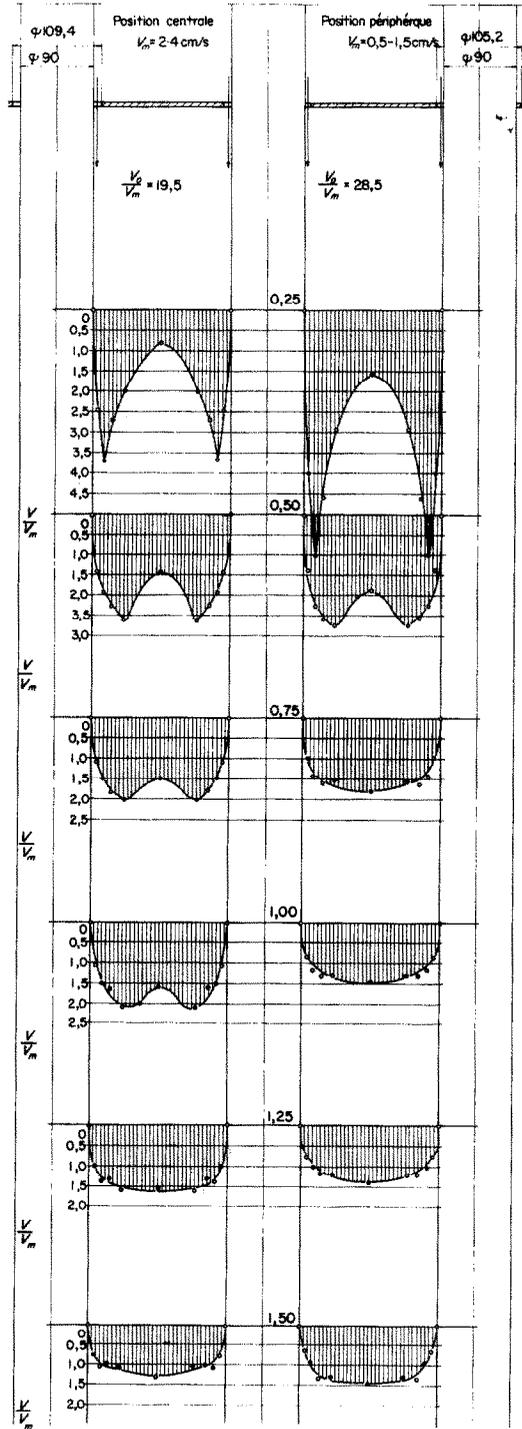


Fig. 10. Répartition des vitesses près de la paroi des barres.

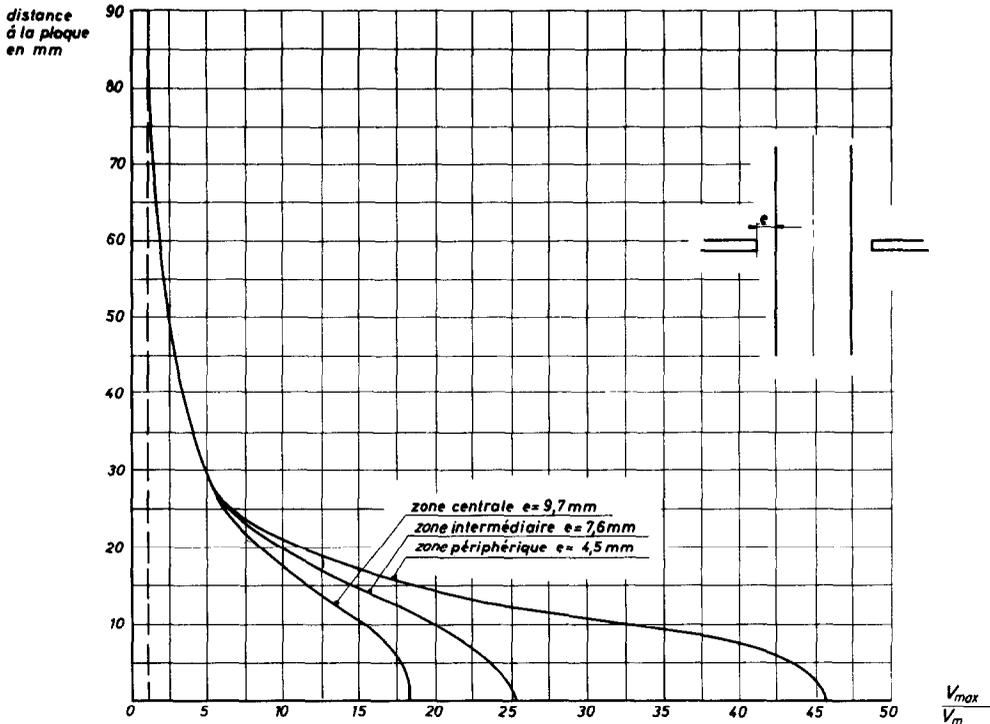


FIG. 11. Variation de la vitesse maximale en amont d'une plaque de distribution.

où les impératifs technologiques (jonction du tube de force, par exemple) peuvent amener à réduire l'espace isolant. Des fuites thermiques plus importantes à ce niveau augmenteraient le risque d'ébullition locale. En plaçant ces points faibles pour l'isolement dans les zones énergiquement refroidies, on peut réduire ou éliminer ce risque. L'étendue de l'effet des plaques permet de ne pas être trop rigoureux sur le positionnement des zones à refroidir, pourvu qu'elles soient situées à l'aval des plaques de distribution.

Il faut noter que le système de distribution de l'eau lourde dans la cuve du réacteur peut se faire sans utiliser des plaques, par de multiples arrivées par exemple. Mais dans ce cas également, la vitesse d'entrée de l'eau dans la cuve sera très supérieure à sa vitesse moyenne. Il doit être

possible de les utiliser, compte tenu de l'amortissement lent des jets mis en évidence dans nos essais, pour refroidir des zones critiques d'une manière analogue à celle mentionnée dans le cas des plaques.

Remarquons enfin que la quantité de chaleur transmise au modérateur à travers l'isolement est si faible vis à vis de celle créée dans celui-ci par les processus nucléaires (voir résultats de la première partie) que la légère augmentation des pertes résultant de l'augmentation de la convection n'aura aucune influence sensible sur la température de sortie du modérateur.

CONCLUSIONS

Cette étude a mis en évidence plusieurs résultats. Une mise en équation du problème ad'abord permis de relier la température d'entrée

de l'eau lourde à la température maximale admissible sur le canal. Le calcul effectué à partir des caractéristiques de quatre projets de réacteurs Orgel a montré l'importance de la qualité de l'isolement entre liquide organique et eau lourde, ainsi que la faible variation de la température de la paroi externe des canaux pour les grands débits d'eau lourde. Le fait d'utiliser une circulation à contre courant du liquide organique et du modérateur permet toujours de fonctionner avec une température d'entrée d'eau lourde plus élevée. Mais l'avantage de cette solution n'est vraiment net que pour les mauvais isollements.

De l'étude expérimentale, on retirera d'abord la difficulté d'utiliser une circulation descendante du modérateur dans la cuve pour les réacteurs envisagés. Par ailleurs elle a montré que l'hypothèse, utilisée dans la première partie, du transfert de chaleur entre canaux et eau lourde par convection naturelle était valable dans l'ensemble du réacteur, sauf à l'aval des plaques de distri-

bution. La striction de l'écoulement au niveau de ces plaques augmente en effet beaucoup la convection dans cette zone et cette augmentation se manifeste en s'atténuant sur une longueur supérieure à un mètre. Il est possible que ce phénomène présente de l'intérêt pour certaines conceptions technologiques des canaux dans lesquelles il serait utile de refroidir plus énergiquement certaines zones du tube de calandre.

BIBLIOGRAPHIE

1. Proceedings of the Orgel Symposium Ispra—Octobre 1965. *Rapport Euratom* No. EUR 3145e (1965)
2. J. FAURE et E. LABARRE, Isolement thermique d'un canal Orgel par une lame de gaz stagnant, rapport Euratom EUR 2175.f (1964).
3. M. B. METAIS, Superposition de la convection naturelle et de la convection forcée, *Journées Internationales de la Transmission de la Chaleur, Paris*, Vol. 1, pp. 393-404 (1966).
4. CONTRAT EURATOM, Université Libre de Bruxelles No. 119.63.70RG.B Rapports trimestriels 1963-1967 (non publiés et Rapports de synthèse, Communication Euratom catégorie 1.5 No. 1800 (1968)).

Abstract—In this paper the risk of local boiling of the moderator in a pressure tube reactor has been investigated.

For various coolant channel concepts, the inlet temperature of the moderator has been determined in such a way that this phenomenon will not occur.

An experimental study has shown the instable character of the downward flow of the moderator. Furthermore it has been verified that the orifices of the distribution plates cause local increase of heat transfer.

Zusammenfassung—In der vorliegenden Arbeit wird die Gefahr von örtlichem Sieden des Moderators in einem Druckrohrreaktor untersucht.

Für verschiedene Entwürfe von Kühlkanälen wurde die Moderatoreinlaufstemperatur derart bestimmt, dass diese Erscheinung nicht auftritt.

Eine experimentelle Untersuchung zeigte den instabilen Charakter der Abwärtsströmung des Moderators. Ausserdem wurde bestätigt, dass die Öffnungen der Verteilerplatten einen örtlichen Anstieg des Wärmeübergangs verursachen.

Аннотация—В данной работе исследовалось возникновение локального кипения замедлителя в реакторе под давлением. Для каналов различной конфигурации определена температура, при которой указанное явление не возникает. Экспериментальные исследования показали нестабильность направленного вниз потока замедлителя. Кроме того, показано, что отверстия распределительных пластин вызывают локальную интенсификацию теплообмена.