

CEA-R 2471 - PELCE Jacques, MALHERBE Jean, PIERRE Bernard

ETUDES THEORIQUE ET EXPERIMENTALE DU TRANSFERT DE CHALEUR
ET DES PERTES DE CHARGE DE SURFACES MUNIES D'AILETTES
DISPOSEES EN CHEVRON - CORRELATION ENTRE PARAMETRES GEOME-
-TRIQUES ET AEROTHERMIQUES

Sommaire. - L'écoulement d'un fluide au voisinage d'une surface munie d'ailettes disposées en chevron a fait l'objet de recherches expérimentales dont on a rappelé les principaux résultats. Des essais aérothermiques ont été effectués sur un grand nombre de ces surfaces dont a fait varier les paramètres géométriques de façon systématique.

En particulier, des études sur une maquette à grande échelle ont permis d'analyser les mécanismes de transfert de chaleur et de perte de charge. Sur ces bases, une étude théorique a conduit à des corrélations entre la géométrie et les performances aérothermiques de ces surfaces.

Les résultats expérimentaux sont en bon accord avec les relations théoriques. On possède ainsi une formulation pour ce type de surface ailetée valable dans un domaine étendu.

1965

78 p.

Commissariat à l'Energie Atomique - France

CEA-R 2471 - PELCE Jacques, MALHERBE Jean, PIERRE Bernard

THEORETICAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF HEAT TRANSFERS
AND PRESSURE DROPS ALONG SURFACES FITTED WITH HERRING-BONE
FINS ; CORRELATION BETWEEN GEOMETRIC AND AEROTHERMAL
PARAMETERS

Summary. - Principal results are given of experimental research which has been carried out on the flow of a fluid along a surface fitted with herring-bone fins. Aerothermal tests have been effected on a large number of these surfaces whose geometrical parameters have been made to vary systematically.

In particular, work on a large scale model has made it possible to analyse the mechanisms of heat transfer and of pressure drops. On this basis a theoretical study has led to the establishment of a correlation between the geometric configuration and the aero-thermal performances of these surfaces.

Experimental results are in good agreement with the theoretical relationships. An expression has thus been derived applicable to this type of herring-boned surface in a wide zone.

1965

78 p.

Commissariat à l'Energie Atomique - France

ETUDES THEORIQUE ET EXPERIMENTALE
DU TRANSFERT DE CHALEUR
ET DES PERTES DE CHARGE DE SURFACES
MUNIES D'AILETTES DISPOSEES EN CHEVRON
CORRELATION ENTRE PARAMETRES
GEOMETRIQUES ET AEROTHERMIQUES

par

Jacques PELCE, Jean MALHERBE
Bernard PIERRE

Rapport CEA - R 2471

1965

Ga

CENTRE D'ETUDES
NUCLÉAIRES DE SACLAY

Les rapports du COMMISSARIAT A L'ENERGIE ATOMIQUE sont, à partir du n° 2200, en vente à la Documentation Française, Secrétariat Général du Gouvernement, Direction de la Documentation, 16, rue Lord Byron, PARIS VIIIème.

The C.E.A. reports starting with n° 2200 are available at the Documentation Française, Secrétariat Général du Gouvernement, Direction de la Documentation, 16, rue Lord Byron, PARIS VIIIème.

Département des Etudes de Piles
Service des Etudes Mécaniques et Thermiques

ETUDES THEORIQUE ET EXPERIMENTALE DU TRANSFERT DE CHALEUR
ET DES PERTES DE CHARGE DE SURFACES
MUNIES D'AILETTES DISPOSEES EN CHEVRON
CORRELATION ENTRE PARAMETRES GEOMETRIQUES ET AEROTHERMIQUES

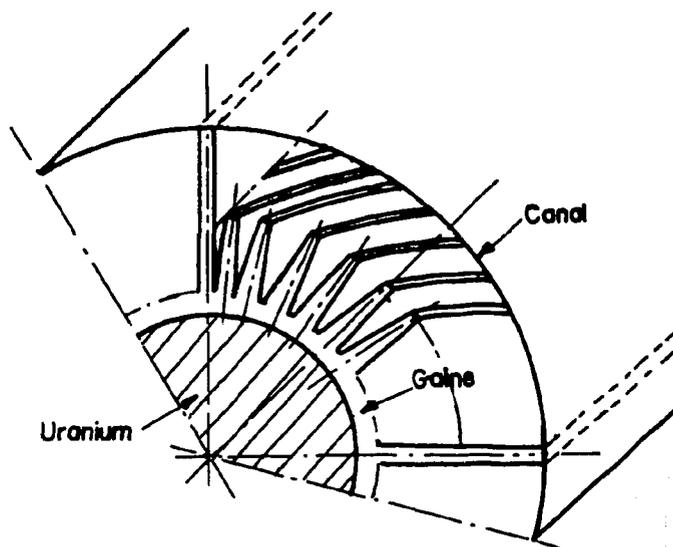
par

Jacques PELCE, Jean MALHERBE, Bernard PIERRE

ETUDES THEORIQUE ET EXPERIMENTALE DU TRANSFERT DE CHALEUR ET DES PERTES DE CHARGE DE SURFACES MUNIES D'AILETTES DISPOSEES EN CHEVRON CORRELATION ENTRE PARAMETRES GEOMETRIQUES ET AEROTHERMIQUES

INTRODUCTION

Le refroidissement des éléments combustibles dans les réacteurs nucléaires de puissance, modérés au graphite et refroidis par circulation de gaz carbonique sous pression, est obtenu au moyen de gaines en alliage de magnésium (Mg Zr, magnox, etc . . .) munies d'ailettes de refroidissement. Des dispositions avec ailettes longitudinales ou ailettes transversales ont été déjà utilisées. Une amélioration sensible de la qualité des échanges thermiques a pu être obtenue en réalisant une disposition dans laquelle les ailettes sont inclinées par rapport à la direction générale de l'écoulement, l'écoulement du fluide entre les ailettes étant limité par des cloisons parallèles à cette direction générale. Une réalisation particulière simple, dans le cas de gaines d'élément combustible cylindriques, consiste à disposer les cloisons dans des plans radiaux (figure ci-contre), la direction générale de l'écoulement étant alors parallèle à l'axe de la gaine. C'est ce cas de figure que nous considérons par la suite.



Le phénomène est alors le suivant : une partie du fluide pénètre dans les sous-canaux compris entre les ailettes, s'y chauffe et retourne ensuite dans l'écoulement principal. Il s'ensuit que dans chacune des zones ainsi formées (espace limité par la gaine, le canal et les cloisons longitudinales), le fluide est animé d'un mouvement de rotation d'ensemble autour d'une direction moyenne parallèle à l'axe de la gaine.

On peut concevoir deux dispositions possibles : ou bien la délimitation par zone est obtenue au moyen de cloisons solides allant de la base des ailettes à la paroi du canal, les ailettes étant toutes inclinées dans le même sens (schéma 1), ou bien on réalise une disposition alternée des

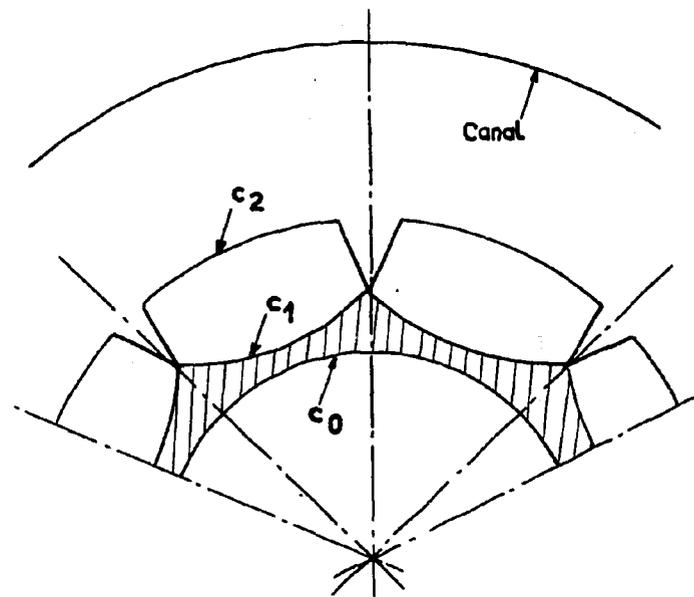
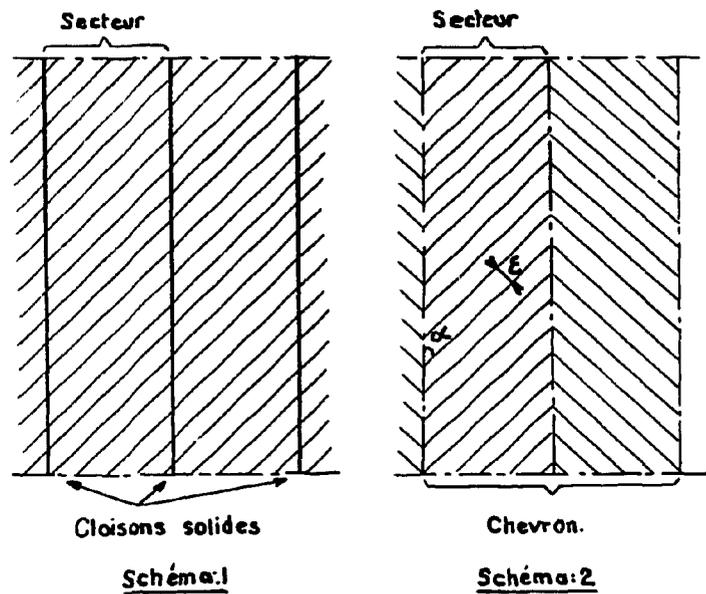
ailettes de façon à obtenir des secteurs symétriques deux à deux (schéma 2), l'ensemble de deux secteurs adjacents formant un chevron ; dans ce cas, la délimitation des zones se trouve naturellement réalisée par les plans de symétrie de l'écoulement.

L'étude expérimentale a porté sur cette seconde disposition. Cependant on peut noter dès maintenant qu'étant donné que chaque secteur constitue une zone autonome - que les plans de symétrie qui les délimitent soient matérialisés, comme dans la première disposition, ou non, comme dans la seconde -, la plupart des conclusions obtenues dans l'étude de la disposition en chevron doivent être en principe applicable à la première disposition.

Les paramètres géométriques caractérisant l'une ou l'autre disposition d'ailettes sont les suivants :

- le nombre n de secteurs,
- le pas ϵ des ailettes,
- l'angle d'inclinaison α des ailettes par rapport à l'axe du secteur,
- la forme, l'épaisseur et la hauteur des ailettes,
- la forme et les dimensions des contours C_1 et C_2 en base et en sommet d'ailette,
- la forme du raccordement des ailettes au niveau des frontières du secteur,
- la distance entre les ailettes et la paroi du canal.

Nous appellerons caractéristiques aérothermiques globales d'une telle gaine dans son canal d'une part un coefficient de pertes de charge f_0 le long du canal, correspondant à un débit de fluide donné, d'autre part un coefficient d'échange thermique h_0 égal au rapport de la densité de flux traversant la paroi de la gaine à



l'écart entre la température de cette paroi et celle du fluide. Par la suite nous utiliserons soit des nombres de Margoulis M_o locaux formés avec des coefficients h_o définis avec des températures et des densités de flux locales, soit des nombres de Margoulis moyens \bar{M}_o formés avec des coefficients d'échange moyens ¹⁾.

Le but de cette étude est de rechercher comment il est possible de relier les caractéristiques aérothermiques moyennes des gânes (f_o et \bar{M}_o) à leurs caractéristiques géométriques.

Pour y parvenir, deux voies sont alors possibles.

La première consiste à établir une formulation de type purement empirique à partir d'une somme importante de résultats expérimentaux : valeurs de f_o et de \bar{M}_o correspondant à différentes dispositions d'ailettes, en faisant varier de façon systématique les paramètres géométriques. Dans le cas présent, la portée d'une formulation de ce type risque d'être limitée dans la mesure où le nombre des paramètres géométriques est très élevé comparé au nombre de cas de figures qu'il est possible d'expérimenter.

L'autre voie consiste à analyser davantage les phénomènes physiques dans le but d'établir des relations à caractère théorique. Les résultats expérimentaux ne constituent plus dans ce cas que des points de repère qui permettent de préciser numériquement certains des termes contenus dans les relations théoriques. En principe, une formulation de ce type doit permettre non seulement de regrouper les résultats expérimentaux dans la plage des paramètres explorée, mais doit pouvoir être également valable, puisque s'appuyant sur les phénomènes physiques eux-mêmes, dans des domaines très sensiblement extrapolés.

C'est dans cette seconde voie que nous nous sommes engagés.

L'étude comporte alors les étapes suivantes :

- l'écriture de relations théoriques s'appuyant sur le calcul, mais aussi, dans le but de préciser les hypothèses, sur une observation détaillée des phénomènes physiques, essentiellement d'ailleurs le comportement du fluide entre les ailettes.

- l'établissement d'une formulation par confrontation entre les relations théoriques précédemment obtenues avec les résultats obtenus sur un ensemble de gânes expérimentées.

- l'application de cette formulation à une étude systématique de l'influence des paramètres géométriques des gânes sur leurs caractéristiques aérothermiques, en extrapolant de façon sensible le domaine exploré par l'expérience.

L'étude expérimentale des gânes a porté exclusivement sur la disposition des ailettes en chevron dont les résultats ont été présentés dans deux précédents rapports (rapports CEA n° 2469 et n° 2470).

Le premier rapport concerne des configurations de gânes où les ailettes sont disposées en hélice sur un contour circulaire, leur hauteur étant en tous points constante. Le deuxième rapport fournit des résultats intéressants sur une gamme beaucoup plus variée de profils, ces profils ayant cependant comme particularité commune d'avoir des ailettes planes au lieu d'ailettes hélicoïdales ;

1) La définition exacte de ces grandeurs est donnée dans la nomenclature jointe.

les ailettes planes ont par la suite été préférées aux ailettes hélicoïdales grâce à leur plus grande facilité d'usinage.

Avant d'aborder l'objet proprement dit de cette étude, nous résumerons un certain nombre de résultats donnés dans les deux rapports expérimentaux dont les conclusions contribuent à éclairer la manière d'aborder la présente étude.

CHAPITRE I

PRINCIPAUX RESULTATS OBSERVES AU COURS DE L'ETUDE EXPERIMENTALE DES GAINES A AILETTES EN CHEVRON

L'étude théorique et l'examen physique des phénomènes ont été menés de pair avec une étude expérimentale portant sur l'essai systématique d'un grand nombre de types de gaines. Cette étude expérimentale s'est avérée utile pour préciser le rôle joué par les différents paramètres en vue de définir la manière d'aborder le problème théorique : possibilité d'étudier séparément les singularités thermiques et le coefficient d'échange moyen, distinction entre paramètres fondamentaux et paramètres secondaires entrant dans la définition géométrique des profils, justification de certaines simplifications ou de certains schémas dans la mise en équations des phénomènes, etc ..

Nous exposerons donc quelques unes des principales conclusions obtenues au cours de l'étude expérimentale des gaines à ailettes en chevron. Auparavant nous rappellerons la définition des principales grandeurs aérothermiques utilisées.

I - RAPPEL DES DEFINITIONS

Les grandeurs aérothermiques utilisées au cours de la phase expérimentale ont été des grandeurs à caractère global, où entrent directement les grandeurs mesurées : débit, flux, températures. Ont été définis les nombres sans dimensions suivants :

$$\text{Re}_o = \frac{\rho V D_o}{\mu}$$
$$f_o = \frac{\Delta p s}{p_d \pi D_o L} - \frac{2s}{\pi D_o L} \left(\frac{\Delta p}{p} + \frac{\Delta \theta}{\theta} \right)$$
$$\mathcal{M}_o = \frac{h_o}{\rho V C_p}, \quad \text{avec} \quad h_o = \frac{\phi_o}{\pi D_o L (t_o - \theta)}$$

dans lesquels :

D_o est le diamètre extérieur du barreau d'uranium (ou le diamètre intérieur de la gaine)

V la vitesse moyenne débitante du fluide ($V = \frac{q}{\rho s}$)

s la section droite comprise entre la gaine et le canal (section droite comprise entre extrémité d'ailette et canal + section droite de l'espace compris entre les ailettes)

$\frac{\Delta p}{L}$ la chute linéique de pression statique le long du canal

$p_d = \frac{1}{2} \rho V^2$ la pression dynamique moyenne du fluide

$\frac{\Delta \theta}{\bar{\theta}}$ le rapport de l'échauffement $\Delta \theta$ du gaz sur la longueur L à la température moyenne $\bar{\theta}$ sur cette même longueur.

$\frac{\psi_0}{L}$ la puissance linéique dissipée le long de la gaine

t_0 la température de la gaine en un point de son contour intérieur

θ la température moyenne de mélange dans la section droite où est pris t_0

II - COEFFICIENT D'ECHANGE MOYEN ET SINGULARITES THERMIQUES

Lorsqu'on impose un flux uniforme sur le contour interne d'une gaine à ailettes en chevron, on constate que la gaine n'est pas à une température uniforme. Cela est dû essentiellement aux causes suivantes :

- du fait de la disposition des ailettes en chevron, il y a convergence de deux écoulements symétriques qui se sont échauffés au contact des ailettes ; il s'ensuit que les plans de symétrie de la gaine sont alternativement froid (plan d'entrée) et chaud (plan de sortie).

- le gaz chaud sortant des sous-canaux ne se mélange que partiellement à l'écoulement principal ; il en résulte une anisothermie du fluide dans toute la section droite qui se répercute sur les températures dans la zone d'entrée où le fluide pénètre à nouveau entre les ailettes.

- le régime aérodynamique est caractérisé par des fluctuations de vitesse.

Ces différents phénomènes apparaissent comme étant indépendants.

Sur la figure 1 est donnée, à titre d'exemple, une répartition de \overline{M}_0 sur un train de 3 gaines.

On définira alors :

- d'une part un facteur de singularité circonférentielle (f_c) par le rapport du nombre de Margoulis minimum au nombre de Margoulis moyen dans chaque section droite.

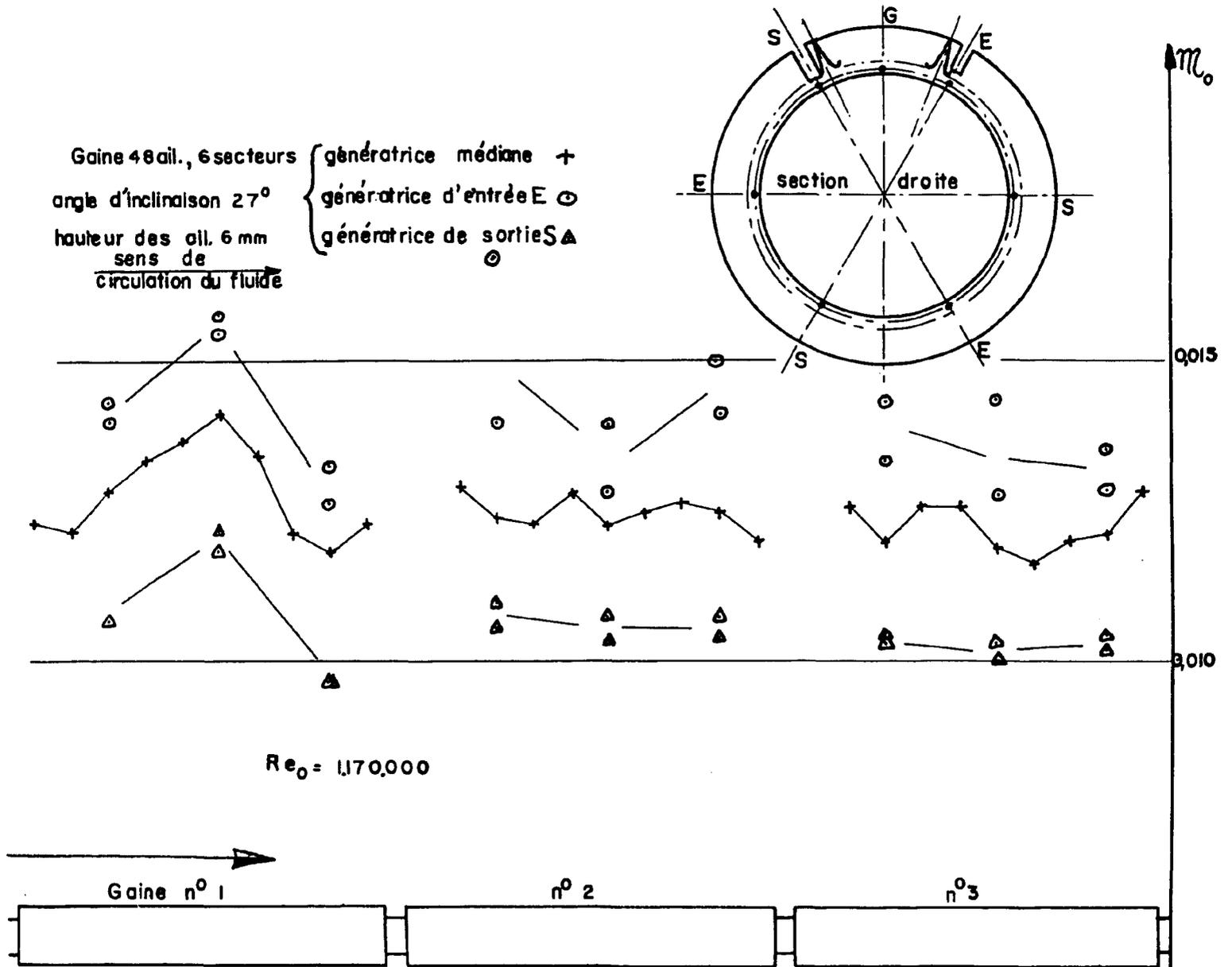
- d'autre part un facteur de singularité longitudinale (f_l) par le rapport du nombre de Margoulis minimum dans la section droite à l'abscisse où il est minimum, au nombre de Margoulis moyen \overline{M}_0 pour l'ensemble de la gaine.

L'expérience a montré que, dans le cas de géométries "alignées" ²⁾, f_c avait la même valeur quelle que soit l'abscisse. Il s'ensuit que le nombre de Margoulis minimum $M_{0 \min}$ correspondant au point le plus chaud de la gaine est égal au produit du nombre de Margoulis moyen \overline{M}_0 par le produit $f_c \times f_l$: $M_{0 \min} = \overline{M}_0 \times f_c \times f_l$.

Il a été également constaté que :

- la valeur du coefficient d'échange moyen \overline{M}_0 est indépendante de la longueur de la gaine, les valeurs de M_0 en chaque abscisse oscillant le long de la gaine, de part et d'autre de cette valeur moyenne ; on peut donc parler de régime aérothermique pseudo établi (ou établi en moyenne).

2) Position dans laquelle, les génératrices d'entrée de toutes les gaines du canal sont alignées



- Fig. 1 -

REPARTITION des NOMBRES de MARGOULIS

sur la surface de trois GAINES

- les valeurs des facteurs de singularités circonférentielles (f_c) et longitudinales (f_l) sont, dans tous les cas de figure expérimentés, relativement faibles : la diminution sur $\overline{\eta}_0$ due à l'un ou à l'autre de ces facteurs n'excède jamais 10 à 15%.

Il apparaît dans ces conditions possible d'aborder l'étude des caractéristiques thermiques des gaines à ailettes en chevron en considérant séparément le coefficient d'échange moyen et les singularités thermiques qui pourront ultérieurement faire l'objet d'une étude particulière.

Les bases à partir desquelles pourraient être déterminés ces facteurs de singularité figurent implicitement dans les relations du chapitre II.

De nombreux résultats concernant les singularités thermiques ont été donnés dans les deux rapports expérimentaux ; il apparaît que leur amplitude est faible. Il apparaît donc pour le moment tout aussi représentatif, dans le cadre d'une formulation générale, de comparer les gaines entre elles sur les seules valeurs moyennes du coefficient d'échange que sur l'ensemble coefficient moyen + singularités thermiques. Les valeurs des facteurs de singularité ne sont utilisées que dans l'application à un canal de pile particulier.

Remarque sur les procédés expérimentaux utilisés

Les essais ont été effectués dans deux types de cellules, différant uniquement par le mode de chauffage utilisé :

- dans les unes, on imposait un flux de chaleur constant à travers les gaines au moyen de barreaux chauffants (tubes en acier inoxydable chauffés par effet Joule).

- dans les autres, le chauffage était obtenu au moyen d'une circulation d'eau chaude à l'intérieur des gaines, de telle sorte que leur paroi était à température pratiquement uniforme.

Les conditions d'essais du premier type sont les plus représentatives des conditions existant dans le réacteur. Pour cette raison ces essais fournissent les valeurs du nombre de Margoulis moyen et celles des facteurs de singularités thermiques à introduire dans les calculs du canal du réacteur.

Les essais du second type visent simplement à permettre une comparaison rapide entre différentes configurations de gaine. Cependant leur intérêt n'a fait que croître au fur et à mesure des essais. En effet ils présentent un double intérêt : non seulement les expériences sont extrêmement simples (pas de barreau chauffant, ni de thermocouples sur les gaines) mais aussi les valeurs moyennes de $\overline{\eta}_0$ mesurées sont très comparables entre elles puisque le régime thermique est établi dès les tous premiers centimètres alors que la cellule a une longueur approchant deux mètres, et de plus elles sont pratiquement égales à celles obtenues en cellule à flux constant.

La presque totalité des résultats d'essais qui seront utilisés par la suite dans la confrontation entre théorie et expérience sont des résultats obtenus en cellule à température de paroi constante. Du fait de la grande facilité de mise en oeuvre de ces essais, le nombre des cas de figure expérimentés a pu être élevé : il se chiffre à environ deux cents.

III - PREMIERE CLASSIFICATION DES PARAMETRES GEOMETRIQUES

Au cours de l'étude expérimentale des paramètres géométriques des gaines à ailettes en chevron, il est apparu qu'on pouvait classer ces paramètres en deux catégories :

- les uns, qualifiés de fondamentaux, dont la moindre variation est susceptible d'influer sensiblement sur les caractéristiques aérothermiques des gaines ; ce sont :

- le nombre n de secteurs
- l'angle α d'inclinaison des ailettes
- le pas ϵ des ailettes
- la hauteur l des ailettes
- le rapport largeur moyenne des ailettes/largeur moyenne des sous-canaux
- la forme de la section droite des ailettes.

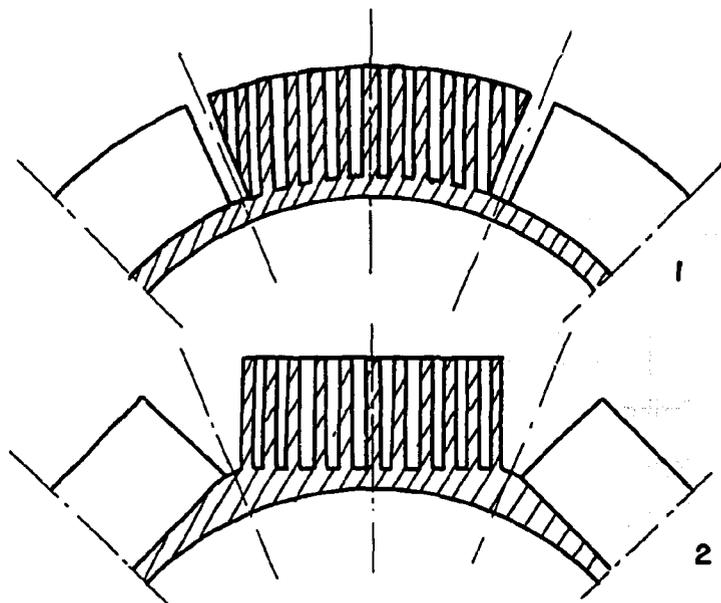
- les autres, qualifiés de secondaires, dont l'influence est faible sur les performances des gaines ; ce sont :

- le diamètre du canal
- la courbure en base d'ailette et en sommet d'ailette
- la forme du raccordement des ailettes au niveau des plans de symétrie de la gaine.

On peut faire reposer cette classification sur quelques raisonnements simples à priori. Mais en réalité elle s'est trouvée confirmée et précisée par l'ensemble des résultats expérimentaux. C'est ainsi, concernant les seconds paramètres, qu'ont pu être faites les constatations suivantes :

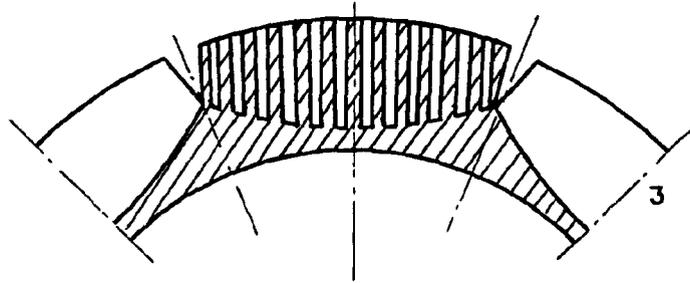
1° - A la vitesse massique ρV donnée, les caractéristiques aérothermiques f_0 et $\overline{\eta}_0$ ne dépendent que très peu du diamètre du canal. Il s'ensuit pratiquement que chaque gaine peut être caractérisée par une seule loi de variation du coefficient de pertes de charge et du nombre de Margoullis en fonction du nombre de Reynolds, indépendamment du diamètre du canal.

2° - Suivant que le contour en base d'ailettes est convexe, rectiligne ou concave, comme l'indiquent successivement les schémas ci-contre, suivant également que le contour en sommet d'ailette est convexe (circulaire) ou rectiligne, il apparaît, tous les autres paramètres restant les mêmes par ailleurs, que les caractéristiques aérothermiques de ces gaines restent très voisines. Dans ces conditions, il paraît préférable de ramener l'étude des paramètres géométriques des profils à ailettes en chevron à des configurations de référence dont la définition est aussi simple que possible,



- Fig. 2 -

c'est-à-dire susceptible d'être caractérisée avec un nombre minimum de paramètres ; pour prendre un exemple, il peut être en effet plus simple de raisonner sur des profils dont la hauteur des ailettes est constante sur toute leur longueur, ce qui permet de caractériser les ailettes par un dessin de section droite unique.



- Fig. 2 bis -

3° - La forme du raccordement des ailettes au droit des plans de symétrie (rainures ouvertes ou fermées, présence ou non de cloisons dans les rainures, etc ...) influe également peu sur les caractéristiques aérothermiques.

Concernant ces trois conclusions, on entend par influence faible des variations n'excédant pas ± 10 p. 100 sur f_0 et ± 5 p. 100 sur \bar{m}_0 .

Ces constatations sont utiles au moment d'aborder l'étude théorique de l'ensemble des paramètres, car elles nous autorisent au départ certaines simplifications :

- l'étude de la section droite d'une gaine dans son canal se ramène à l'étude des phénomènes au voisinage des ailettes ; en effet, f_0 et \bar{m}_0 ne dépendent pratiquement pas du diamètre du canal, cela signifie que celui-ci est sans influence sur la circulation du fluide entre les ailettes (déviations du fluide à l'entrée et à la sortie du sous-canal et répartition des vitesses dans le sous-canal).

- il est plus facile d'aborder l'étude de la circulation du fluide entre les ailettes si l'on considère le cas particulier où la section droite de l'ailette est constante (hauteur, épaisseur et forme) en tout point le long de celle-ci entre les zones d'entrée et de sortie du fluide ; on élimine ainsi des formes du type de celles du schéma 3, figure 2, pour lesquelles la hauteur d'ailette est variable.

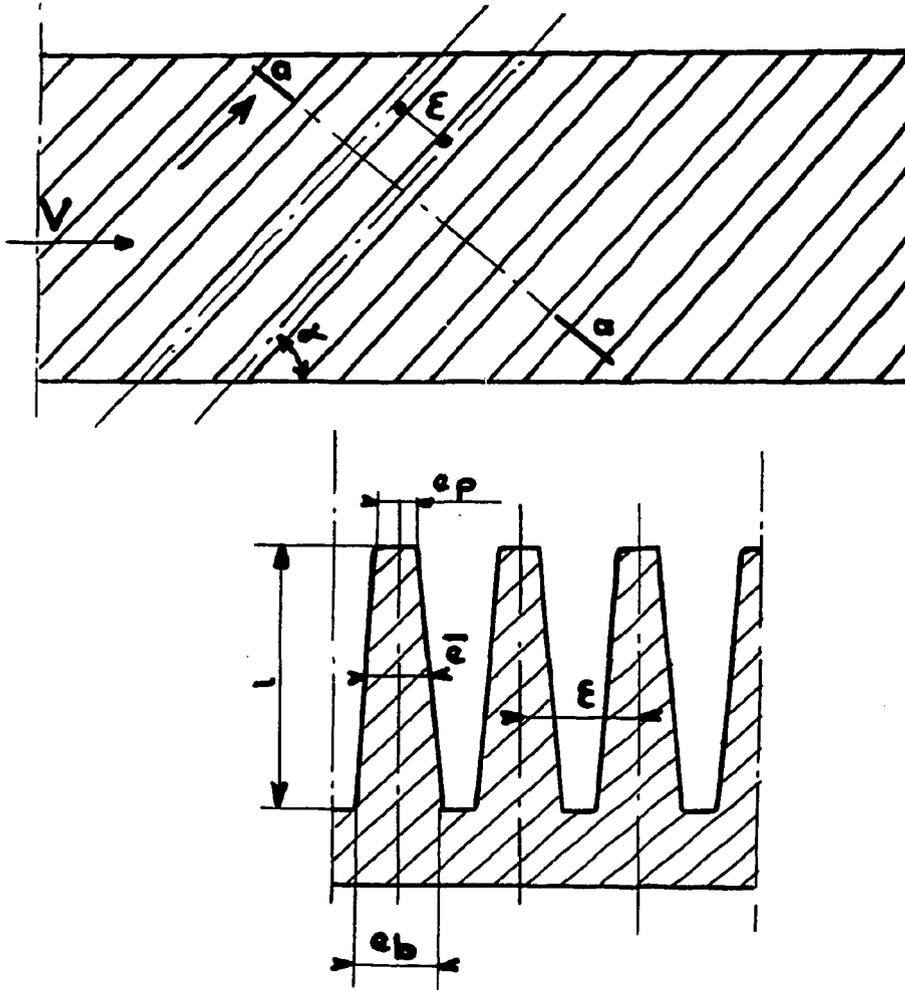
- le paramètre courbure ayant un rôle négligeable, il n'est pas nécessaire de préciser lequel par exemple des schémas 1 ou 2 on adopte.

En somme, il est possible d'aborder cette étude en considérant simplement un secteur de gaine, limité à deux plans de symétrie ; les phénomènes se répètent en principe de façon identique pour tous les secteurs de la gaine. De plus, dans ce secteur, l'étude doit pouvoir se limiter à l'examen d'un seul sous-canal compris entre deux ailettes consécutives.

Nous supposerons par la suite, lors de l'établissement des relations attachées aux phénomènes aérothermiques autour des ailettes, que les ailettes sont planes, et leur base et leur sommet rectilignes (cas de figure du schéma n° 2, fig. 2).

Les paramètres géométriques pris en considération sont alors :

- l'angle d'inclinaison α de l'ailette par rapport à l'axe du secteur de gaine.
- le pas \mathcal{E} des ailettes (distance entre les plans de symétrie de deux ailettes consécutives).
- les dimensions de l'ailette en section droite : hauteur l , épaisseur moyenne \bar{e} , et forme (trapézoïdale (e_p et e_b) ou rectangulaire).



Section droite d'ailette (a, a)

CHAPITRE II

RELATIONS THEORIQUES ENTRE PARAMETRES GEOMETRIQUES ET PARAMETRES PHYSIQUES

La complexité de l'écoulement de fluide autour d'une disposition des ailettes en chevrons ne permet pas de raisonner sur le phénomène réel mais plutôt sur des schémas d'écoulement. On schématisera plus ou moins afin de réaliser un compromis entre une relative simplicité dans l'écriture des relations et un souci de rigueur et d'objectivité dans la recherche d'une formulation qui rende compte du détail des phénomènes observés.

Une cellule à grande échelle représentant un secteur de gaine à ailettes en chevrons a permis de mesurer les répartitions des vitesses autour des ailettes et les répartitions des coefficients d'échange sur les parois de celles-ci par l'intermédiaire d'une analogie de transfert de masse (sublimation de naphthalène).

C'est à partir des résultats de ces expériences, exposées dans la première partie de ce chapitre, qu'on a défini les modèles d'écoulement sur lesquels s'appuie l'analyse théorique du phénomène exposé dans la deuxième partie.

I - ETUDES EXPERIMENTALES

1°) - Cellule expérimentale

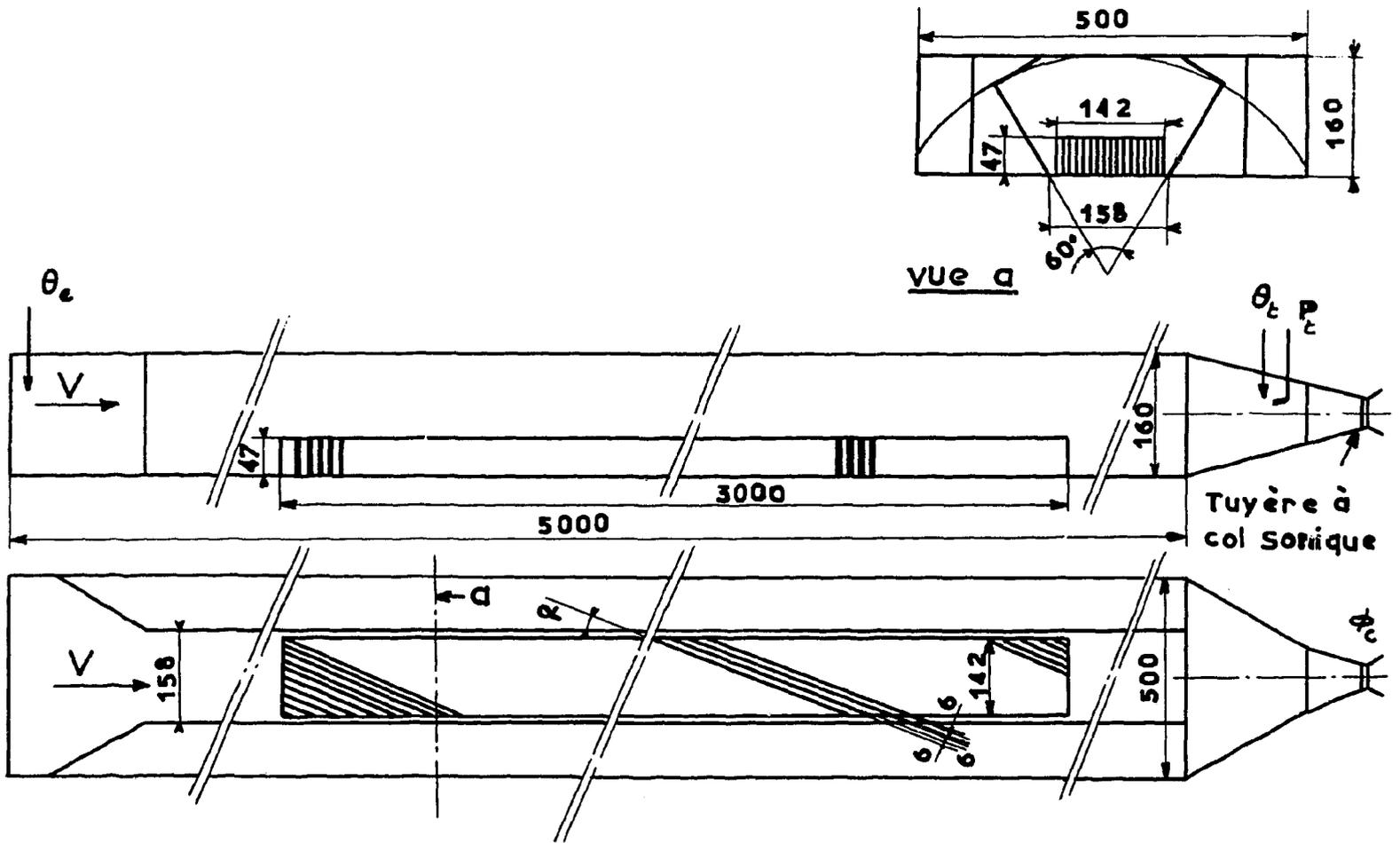
Les expériences ont été effectuées sur une maquette représentant un secteur de gaine à grande échelle.

Les mesures aérodynamiques ont été faites avec de l'air à la pression atmosphérique, à des nombres de Reynolds couvrant largement le domaine d'utilisation d'un réacteur. Par l'intermédiaire d'une analogie de transfert de masse (naphthalène), le coefficient de transfert de chaleur sur les ailettes a pu être mesuré localement.

a) - Description de la cellule

Un schéma de la cellule est donné sur la figure 3 avec l'indication des principales dimensions.

La partie ailetée représente un secteur plan : longueur 300 cm, largeur 15 cm. Les ailettes sont rectangulaires : largeur 6 mm, hauteur 47 mm. Distance entre base des ailettes et paroi du canal : 16 cm.



- Fig. 3 -

Schéma de la cellule aérodynamique plane
(cotes en mm)

La forme de la section droite représente celle d'une gaine 6 secteurs (secteur vu sous un angle de 60°).

Les paramètres variables sont :

- l'angle d'inclinaison des ailettes : $\alpha = 10, 20, 30$ et 40° .
- le pas : $\epsilon = 12$ et 24 mm.
- la longueur des ailettes : $j = 81,8 ; 41,5 ; 28,5$ et $22,1$ cm, correspondant respectivement aux quatre valeurs de l'angle α , la largeur du secteur restant fixe.

Le nombre de Reynolds formé avec la vitesse moyenne débitante V et le diamètre hydraulique du sous-canal (égal à deux fois l'épaisseur b du sous-canal), $Re = \frac{\rho V 2b}{\mu}$, a varié de 18 000 à 72 000.

b) - Méthode de mesure

Les vitesses dans le sous-canal sont calculées d'après les valeurs des pressions statiques et pressions totales mesurées comme suit :

- huit sections droites réparties le long du sous-canal comportent chacune six prises de pression statique percées dans la paroi d'ailette.

- les pressions totales sont mesurées au moyen d'une prise mobile de 1 mm de diamètre.

L'écart observé entre les différentes prises de pression statique d'une même section droite reste faible sauf dans les deux sections extrêmes où, du fait de la déviation du fluide, une partie de la pression dynamique risque d'être enregistrée par les prises statiques. La prise mobile est déplacée en une centaine de points dans chaque section droite. La vitesse v est ainsi connue en chaque point, et la vitesse moyenne \bar{v} dans la section droite du sous-canal est alors déterminée par intégration.

Le transfert de masse qui permet, par analogie, d'analyser le phénomène de transfert de chaleur, est mesuré par sublimation de naphthalène sur des ailettes spécialement conçues à cet effet. Après avoir fait circuler l'air pendant un temps donné, on retire les ailettes et on mesure point par point la quantité de naphthalène sublimée.

On désigne par :

ϵ l'épaisseur sublimée de naphthalène.

c_o et c les concentrations respectivement à la paroi et dans le gaz en chaque abscisse z le long du sous-canal.

δ la densité de naphthalène.

Δt la durée de l'essai.

Le coefficient d'échange local h_M est défini par le rapport du flux de matière sublimée $\varphi_M = \frac{\epsilon \delta}{\Delta t}$ à l'écart $c_o - c$ entre les concentrations à la paroi et dans le gaz.

On définit également un nombre de transfert de masse sans dimension :

$$\mathcal{D}_v = \frac{h_M(z)}{\bar{v}(z)} \quad \text{ou} \quad \mathcal{D}_V = \frac{h_M(z)}{V}$$

L'expression \mathcal{D}_v est l'équivalent du nombre de Margoullis sur les parois d'ailette. Le nombre \mathcal{D}_V est proportionnel au coefficient de transfert de masse h_M et représente donc la répartition du coefficient d'échange local $h_M(z)$ le long du sous-canal. Cette distinction n'a de sens ici

que parce que la vitesse $\bar{v}(z)$ est variable le long du sous-canal.

2°) - Résultats aérodynamiques

Les mesures rapportées dans ce paragraphe sont relatives à une seule disposition des ailettes : angle d'inclinaison d'ailette α de 20° . Cette étude expérimentale dont ne sont présentés ici que des résultats partiels se poursuit actuellement en faisant varier d'autres paramètres géométriques, avec le souci également de compléter l'exploration de l'écoulement.

Une cartographie complète des vitesses mesurées dans la section médiane du sous-canal pour un nombre de Reynolds moyen égal à 36 000 est portée sur la figure 4. On constate que la répartition des vitesses est sensiblement la même entre les niveaux (4) et (8), la vitesse étant maximum à mi-hauteur du sous-canal (niveaux (5) et (6)). La vitesse faiblit vers le sommet (niveaux (2) et (3) et vers le fond du sous-canal (niveaux (9) et (10)).

La figure 5 représente l'évolution des vitesses le long du sous-canal à mi-hauteur d'ailette. On constate un maximum de vitesse dans les tout premiers centimètres, puis une décroissance régulière.

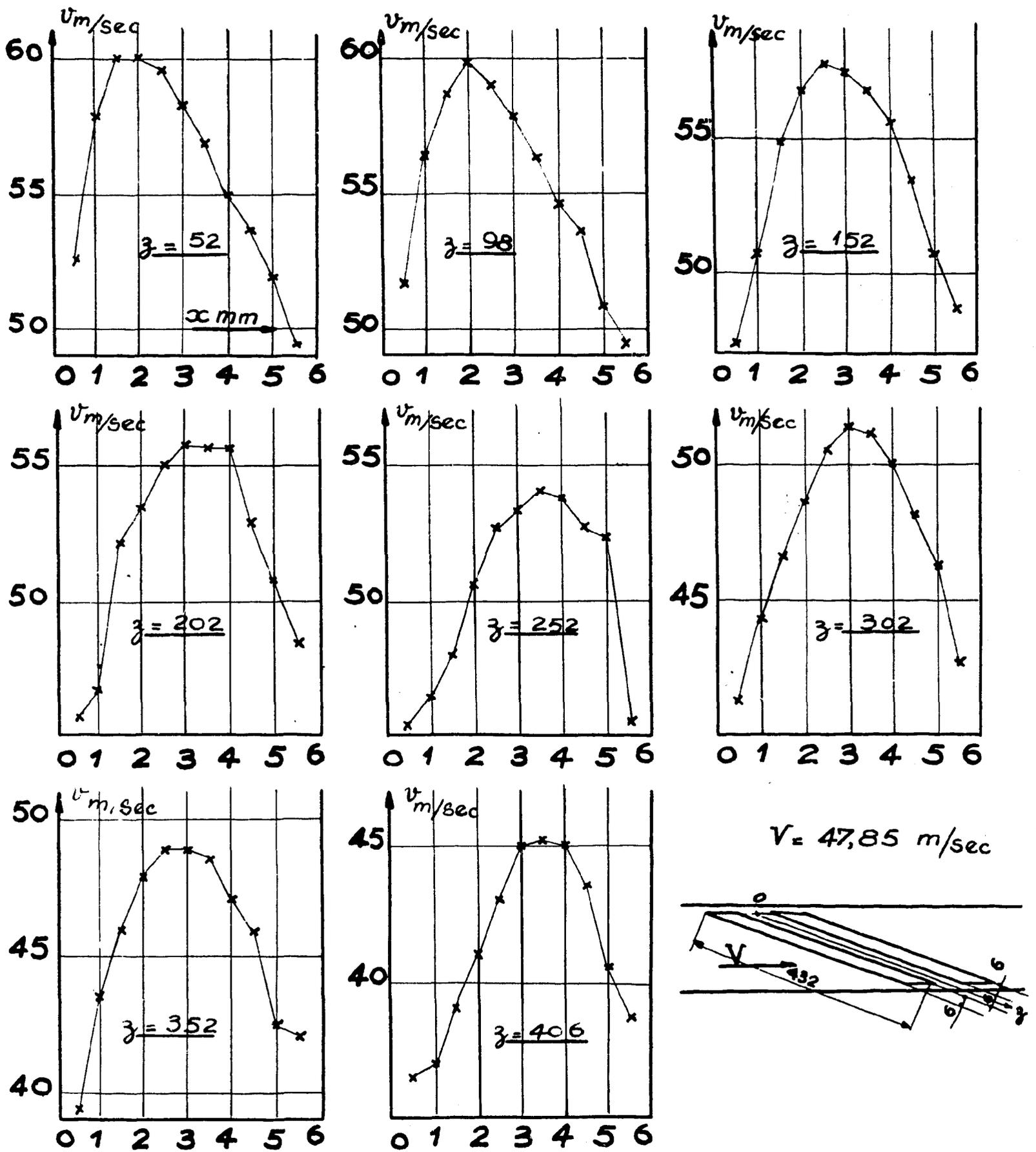
Il n'entre pas dans le cadre de la présente étude de commenter en détail les répartitions des vitesses observées. Les figures 4 et 5 sont présentées à titre d'exemple. Par contre, la vitesse débitante le long du sous-canal \bar{v} est davantage à la portée de la schématisation recherchée pour l'analyse de l'écoulement.

On a porté sur la figure 6 les valeurs moyennes des vitesses mesurées dans les huit sections droites du sous-canal en fonction de l'abscisse z le long de ce dernier.

En faisant varier la vitesse d'écoulement de l'air, donc le nombre de Reynolds, on obtient pour un même sous-canal ($\epsilon = 12$ mm) des courbes qui tendent à converger vers une même ordonnée lorsque z tend vers zéro. La vitesse est relativement plus élevée dans le sous-canal lorsque le nombre de Reynolds est grand. On constate un maximum des vitesses sur le premier tiers du sous-canal : $100 \text{ mm} < z < 150 \text{ mm}$ ou $15 < \frac{z}{b} < 25$. La vitesse dans le sous-canal $\bar{v}(z)$ reste de l'ordre de grandeur de la vitesse moyenne dans le canal V . Il existe donc une relation $\frac{\bar{v}}{V}(z, V)$ par laquelle $\frac{\bar{v}}{V}$ varie de façon non négligeable en fonction de chacun des paramètres z et V . Il semble aussi que la vitesse dans le sous-canal soit également fonction de la largeur du sous-canal comme l'indique la courbe obtenue pour un pas ϵ entre ailettes de 24 mm et une largeur b de sous-canal de 18 mm.

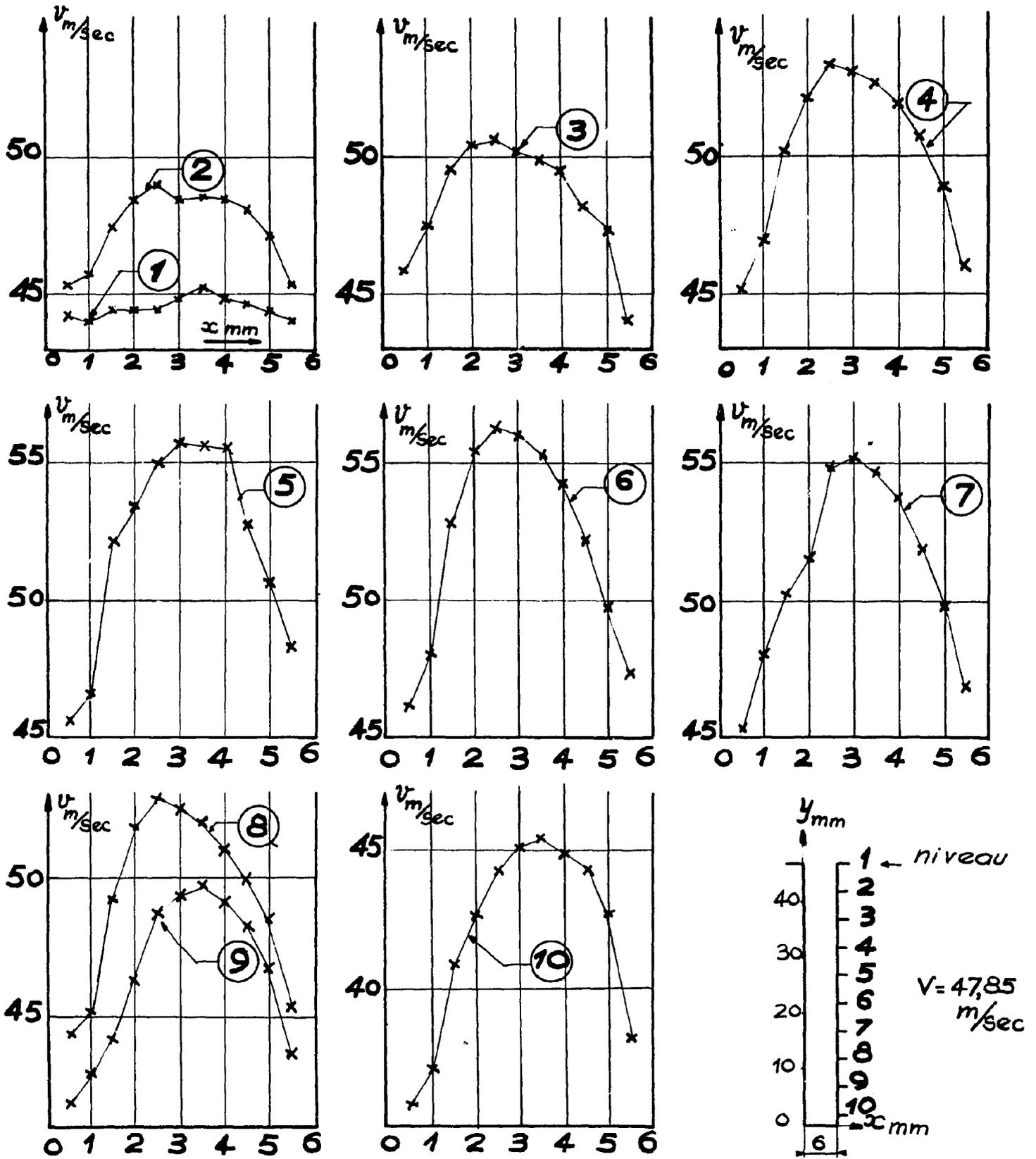
Cette évolution dépend naturellement de la répartition des pressions statiques. Or, le long d'une même génératrice du canal, la pression statique relevée en paroi varie de façon linéaire (fig. 7). Les variations de pression statique le long du sous-canal ont également été portées sur la figure 7 en projetant l'axe z du sous-canal sur l'axe Z du canal.

On observe dans la partie médiane du sous-canal une variation parallèle à celle mesurée le long du canal, mais la pression statique est légèrement relevée aux extrémités du sous-canal. En première approximation on peut dire que la pression statique varie linéairement le long du sous-canal, le gradient de pression étant sensiblement le même à l'intérieur du sous-canal et hors du sous-canal.



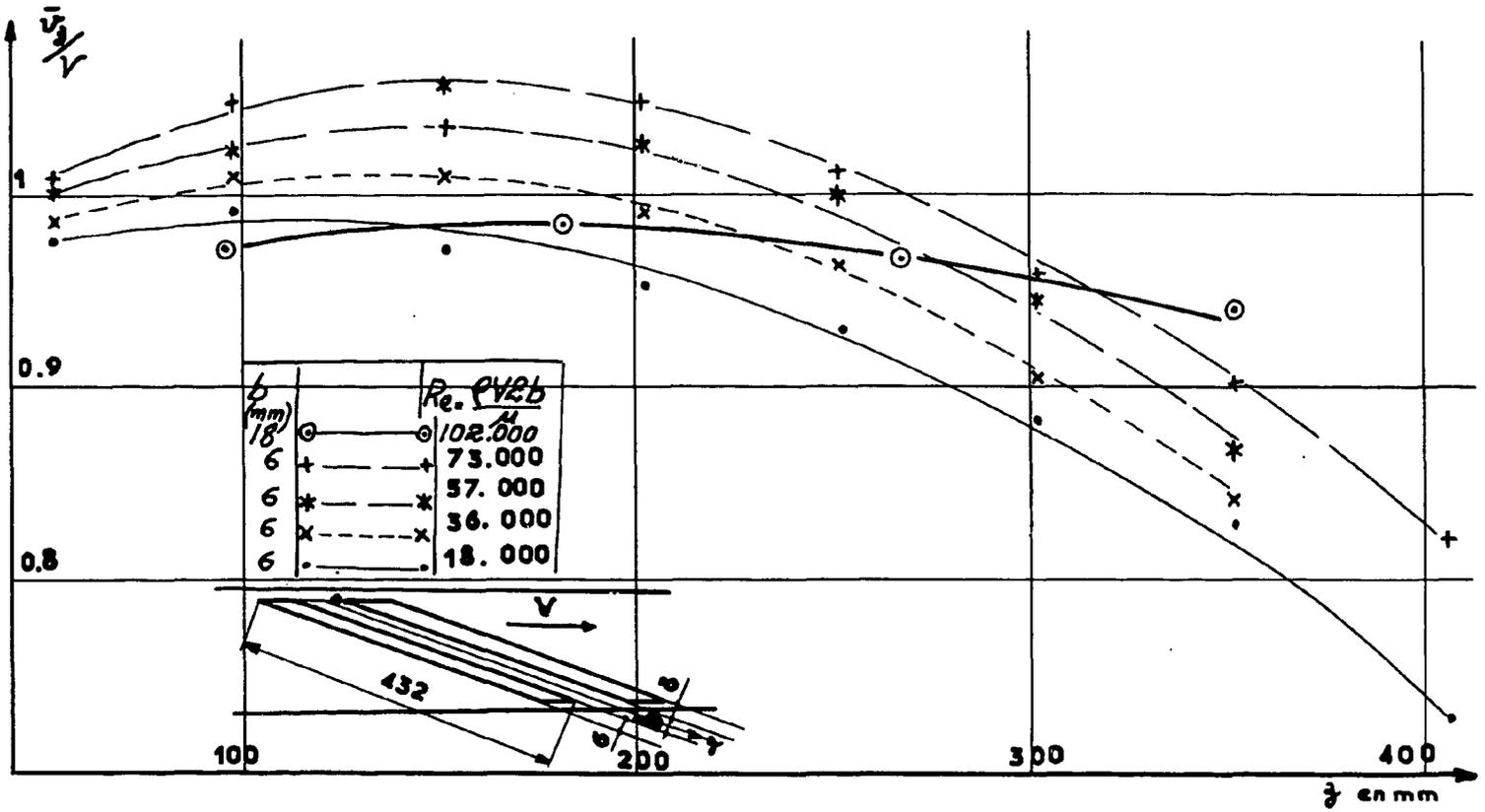
- Fig. 5 -

Répartition des vitesses
 le long du sous-canal à mi-hauteur d'ailette ($y = 27$ mm)



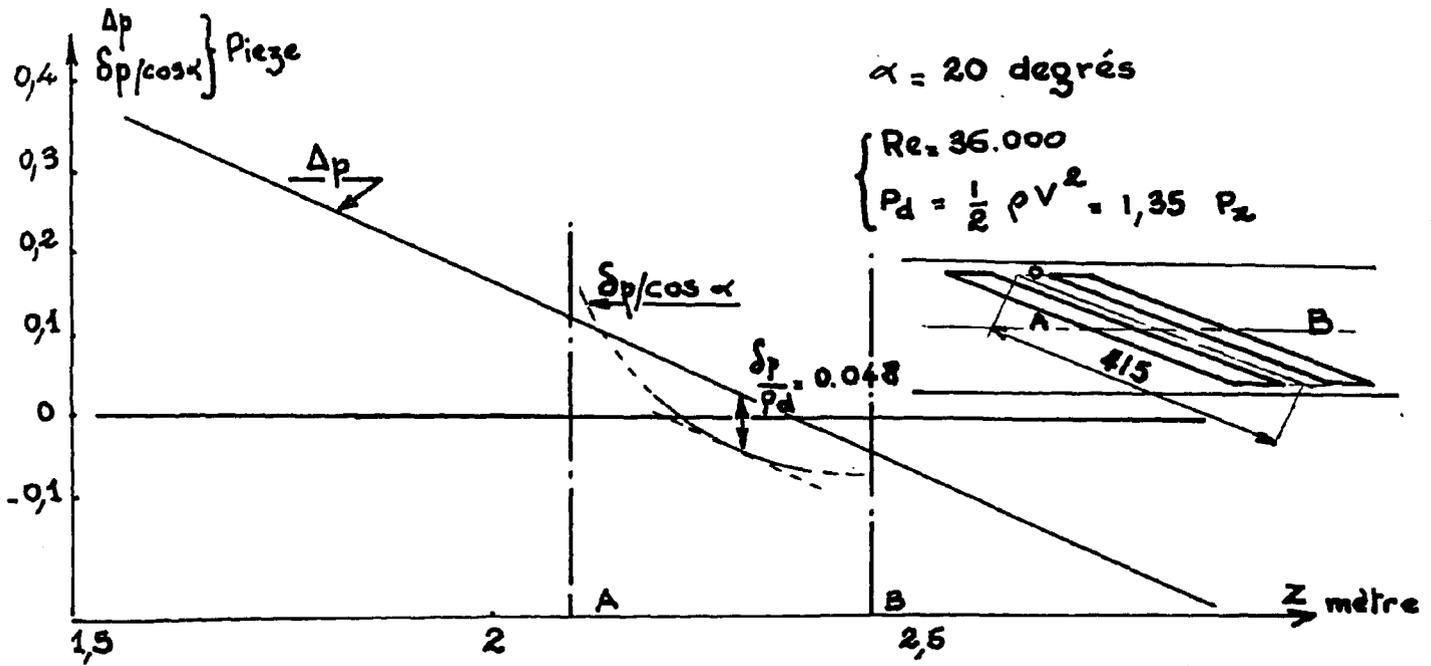
- Fig. 4 -

Répartition des vitesses
dans une section droite du sous-canal ($z = 202$ mm)



- Fig. 6 -

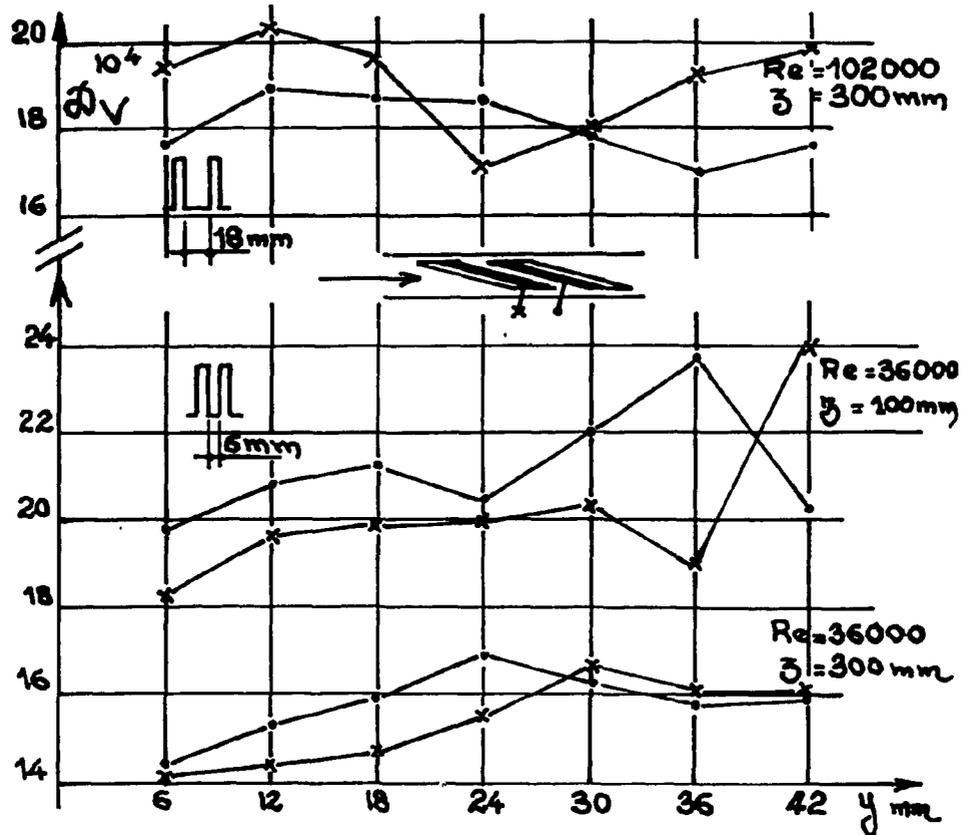
Répartition des vitesses moyennes le long du sous-canal



- Fig. 7 -

Variation de la chute de pression statique p le long du canal
Projection sur l'axe du canal de la chute p le long du sous-canal

3°) - Résultats thermiques



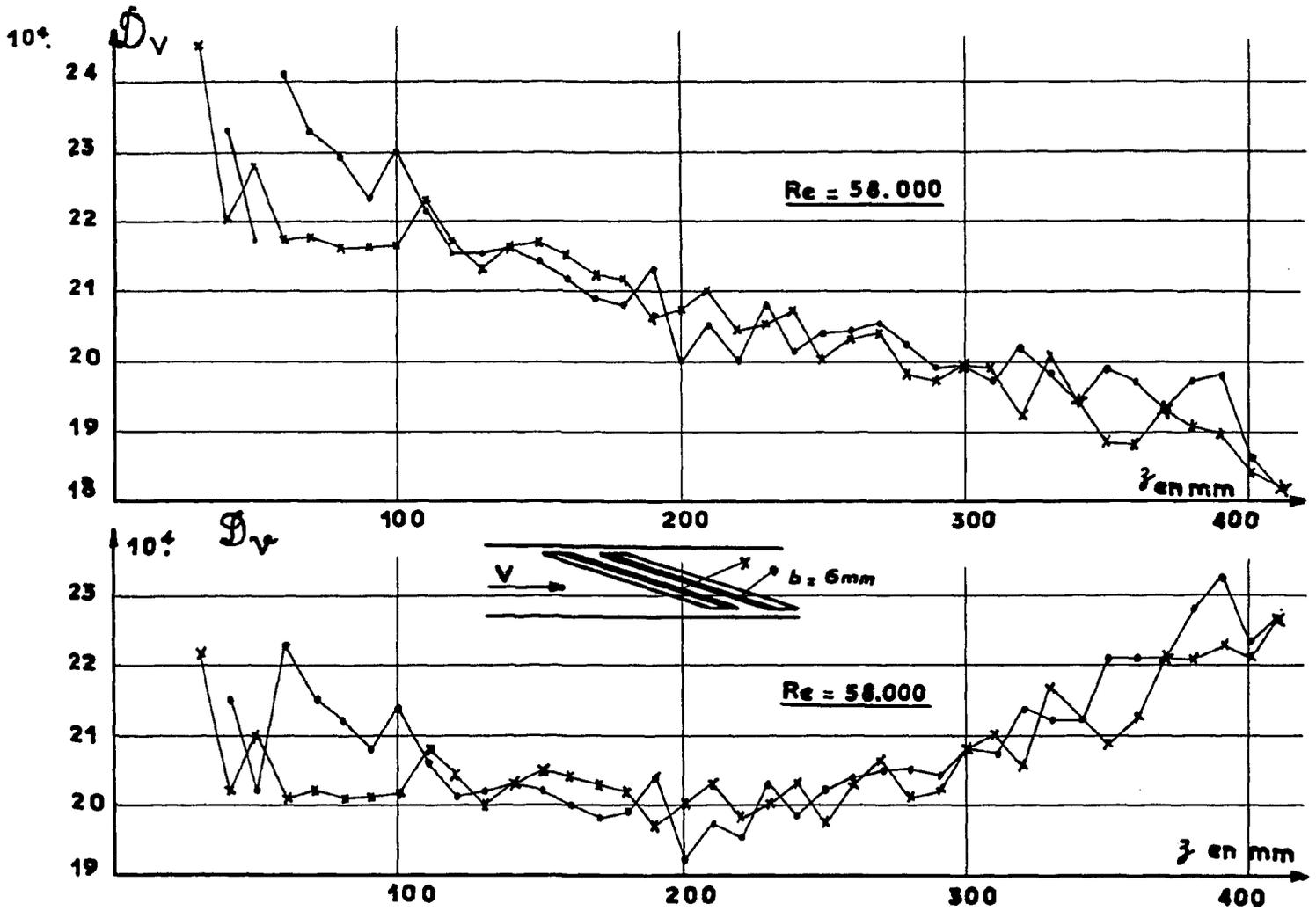
- Fig. 8 -

Sur la figure 8 sont représentées les variations du coefficient d'échange h_M (ou \mathcal{S}_V) depuis la base jusqu'au sommet de l'ailette en différentes abscisses z le long du sous-canal. On constate que le coefficient d'échange croît légèrement vers le sommet de l'ailette.

Sur la figure 9 sont portées les valeurs moyennes sur la hauteur l de l'ailette du coefficient de transfert de masse $h_M = \frac{1}{l} \int_0^l h_M(y) dy$ en fonction de l'abscisse z , coefficient qui donne sous forme adimensionnelle \mathcal{S}_V ou \mathcal{S}_V .

On observe l'existence de deux zones : une zone amont très courte où le coefficient d'échange h_M (ou \mathcal{S}_V) est très élevé, zone où le fluide pénètre entre les ailettes, et une zone où le coefficient d'échange varie plus lentement.

En faisant intervenir la vitesse locale $\bar{v}(z)$ dans le nombre de diffusion \mathcal{S}_V , on distingue une longueur d'établissement de régime d'environ 10 fois le diamètre hydraulique du sous-canal et le long de laquelle $\mathcal{S}_V(z)$ décroît. Au-delà de cette distance, le nombre de diffusion $\mathcal{S}_V(z)$ a tendance à croître à mesure que décroît le nombre de Reynolds (ou la vitesse) dans le sous-canal.



- Fig. 9 -

Variation du coefficient d'échange moyen (D_v)
et du nombre de diffusion (j_v) le long du sous-canal

4°) - Conclusions

Sous l'action d'un gradient de pression que l'on peut en première approximation supposer constant le long du sous-canal, le gaz qui circule entre les ailettes est ralenti par le frottement sur les parois du sous-canal et sort avec une vitesse inférieure à sa vitesse d'entrée, une partie du gaz s'étant échappée par le dessus de l'ailette.

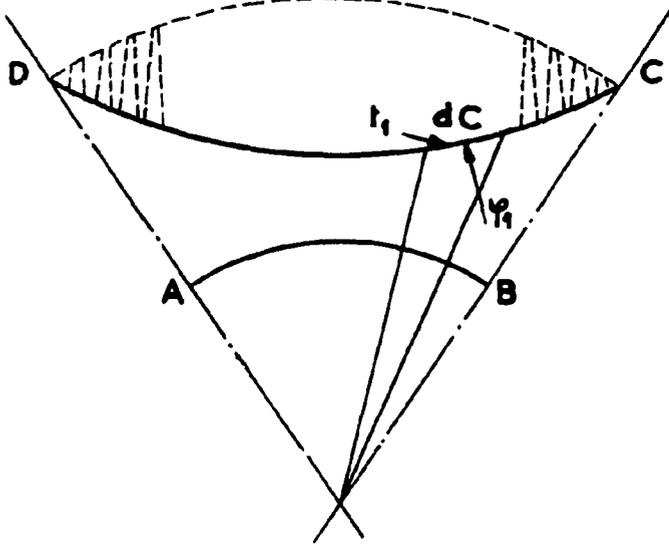
Il en résulte une variation de quantité de mouvement du gaz dont l'évaluation permet de calculer la perte de charge.

D'autre part, on ramènera le problème de transfert de chaleur de la gaine à celui d'un sous-canal en faisant intervenir la notion d'efficacité d'ailette.

II - ETUDE THEORIQUE

1° - Conduction dans l'épaisseur de la gaine.

Entre le coefficient d'échange global h_0 défini avec la densité de flux de chaleur φ_0 et la température t_0 au niveau du contour interne de la gaine, et le coefficient h_1 à la base des ailettes



sur le contour externe de la gaine, existe une relation de conduction pure dans l'épaisseur de la gaine. Considérons un contour interne AB circulaire par exemple, le contour externe en base d'ailette étant CD (figure ci-contre). Soit φ_1 la densité moyenne de flux qui traverse l'élément de contour dC à la température moyenne t . On définit un coefficient d'échange par l'expression $h_1 = \frac{\varphi_1}{t_1 - \theta}$.

En négligeant la présence des ailettes, on fait l'hypothèse que les isothermes le long du contour CD sont peu déformées au droit de chaque ailette.

Dans les essais en cellule, on rencontre deux types d'essais particuliers : chauffage à température constante obtenue par circulation d'eau chaude et chauffage à densité de flux constante par effet Joule.

a) - Chauffage à densité de flux constante

Dans la section droite d'un secteur de gaine ABCD, considérons un tube de flux repéré par l'angle ω et joignant le contour interne au contour externe en prenant une direction moyenne β par

rapport au rayon repéré par l'angle ω . Utilisant l'analogie électrique, des études de conduction dans l'épaisseur d'une gaine à ailettes en chevrons ont montré qu'en imposant des conditions aux limites déduites des résultats expérimentaux précédents, on obtenait des isothermes pratiquement parallèles, donc des tubes de flux de largeur constante.

Le long d'un de ces tubes de flux on a :

$$\varphi = - \lambda_m \frac{dt}{dx}$$

d'où

$$t_0 - t_1 = \frac{1}{\lambda_m} \int_{oc} \varphi dx$$

Comme φ est à peu près constant le long de ce tube de flux, on peut écrire :

$$t_0 - t_1 = \frac{\varphi \cdot OC}{\lambda_m}$$

Or, $OC = OI \cos \beta$ soit $E \cos \beta$

d'autre part,

$$\varphi_{A'B'} = \varphi_0 AB$$

et comme

$$A'B' = AB \cos \beta$$

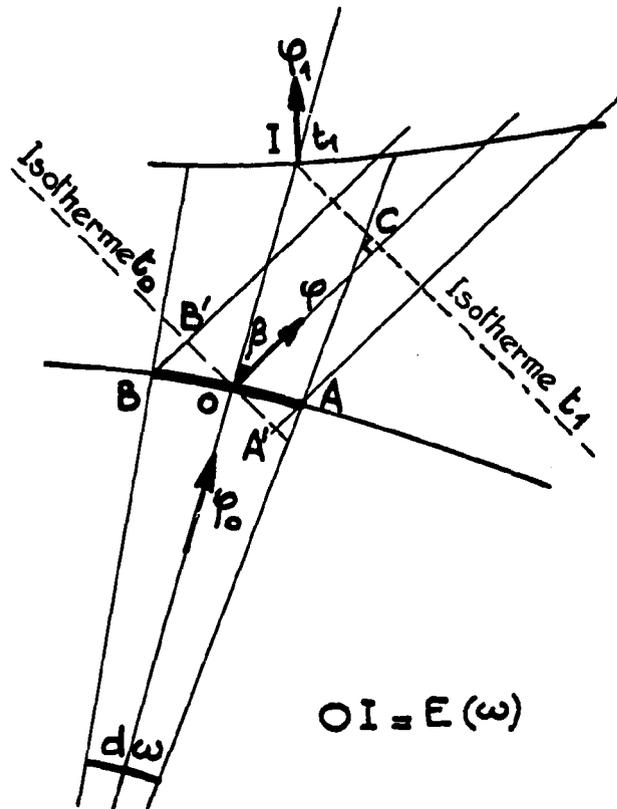
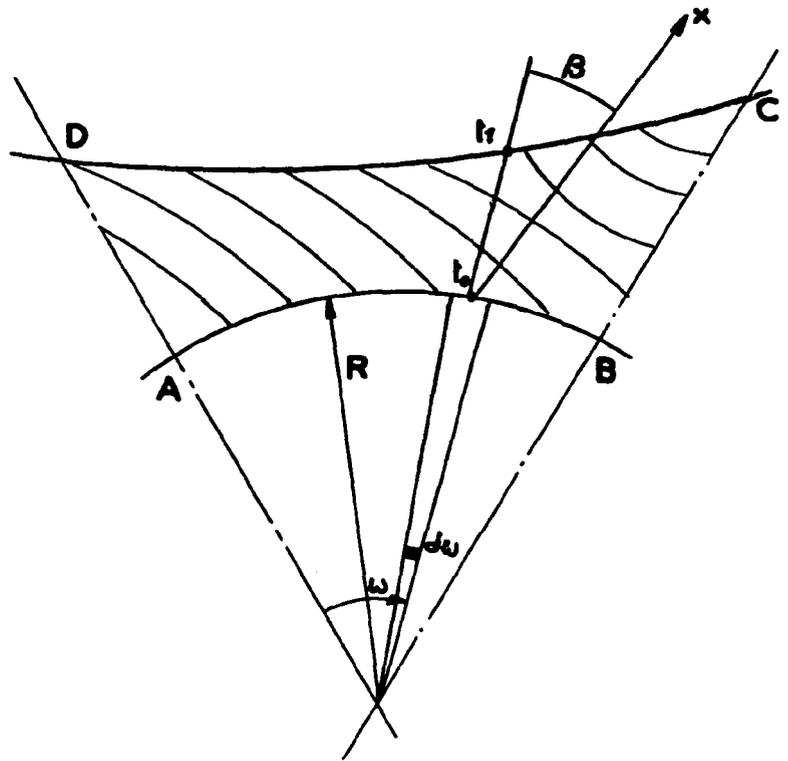
$$\varphi \cos \beta = \varphi_0$$

d'où

$$t_0 - t_1 = \frac{\varphi_0 E(\omega)}{\lambda_m}$$

L'expression :

$$t_0 - \theta = t_0 - t_1 - \theta$$



ou
$$\frac{t_0 - \theta}{\psi_0} = \frac{t_1 - \theta}{\psi_1} \frac{\psi_1}{\psi_0} + \frac{t_0 - t_1}{\psi_0}$$

peut s'écrire
$$\frac{1}{h_0} = \frac{K(\omega)}{h_1} + \frac{E(\omega)}{\lambda_m} \dots\dots\dots 1$$

en posant
$$K(\omega) = \frac{\psi_1}{\psi_0} = \frac{2\pi R}{C} [1 + \gamma(\omega)]$$

ou plus généralement
$$K(\omega) = \frac{C_0}{C_1} [1 + \gamma(\omega)]$$

Puisqu'on opère à densité de flux constante sur la paroi C_0 on a :

$$\psi_0 = \bar{\psi}_0 \text{ donc } \left(\frac{\bar{\psi}_1}{\bar{\psi}_0} \right) = \frac{\bar{\psi}_1}{\bar{\psi}_0}$$

et
$$K(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} k(\omega) d\omega = \frac{C_0}{C_1}$$

il s'ensuit que
$$\int_0^{2\pi} \gamma(\omega) d\omega = 0$$

Remarque : Sur le rayon médian du secteur de la gaine, les contours interne et externe sont parallèles donc $\psi_1 = \psi_0$ et $K = 1$. La relation 1 devient, sous forme adimensionnelle :

$$\frac{1}{\mathcal{M}_0} = \frac{1}{\mathcal{M}_1} + \frac{E}{D_0} Re_0 \frac{\mu C_p}{\lambda_m}$$

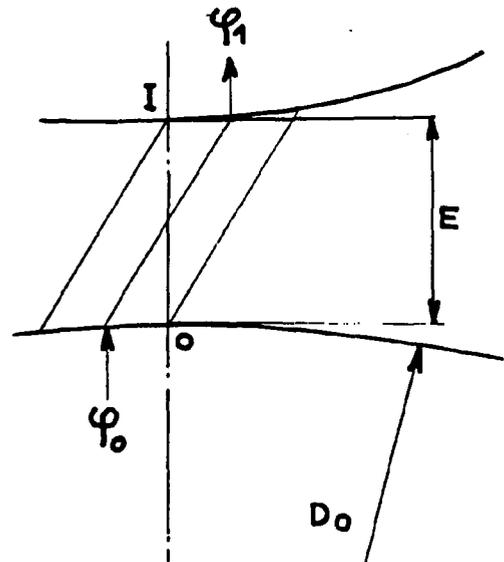
- où \mathcal{M}_0 est le nombre de Margoulis en 0
- \mathcal{M}_1 est le nombre de Margoulis en 1
- D_0 est le diamètre interne de la gaine
- E est l'épaisseur de la gaine entre 0 et I.

b) - Chauffage isotherme

Expérimentalement il a été montré que les lignes isothermes restent sensiblement concentriques c'est-à-dire que les lignes de flux peuvent être considérées comme radiales.

On peut encore écrire :

$$\frac{1}{h_0} = \frac{K(\omega)}{h_1} + \frac{E(\omega)}{\lambda_m}$$



avec $K(\omega) = \frac{C_0}{C_1} (1 + \gamma(\omega))$

or $\psi_1 dC = \psi_0 R d\omega$

donc $dC = \frac{R d\omega}{K(\omega)}$

En intégrant de 0 à 2π , il vient :

$$C = \frac{C}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{d\omega}{1 + \gamma(\omega)}$$

ou

$$\frac{C}{2\pi} \int_0^{2\pi} (1 - \gamma(\omega) + [\gamma^2(\omega)]) d\omega$$

Les termes du second ordre étant négligés, on retrouve encore :

$$\int_0^{2\pi} \gamma(\omega) = 0$$

Avant d'étendre la relation 1 aux valeurs moyennes sur le contour, on remarquera que si sur un contour Σ les valeurs ψ et $t - \theta$ ne varient pas dans de trop grandes proportions, la définition adoptée pour la valeur moyenne de $h = \frac{\psi}{t - \theta}$ n'a pas d'importance.

On peut définir le coefficient moyen \bar{h} par les expressions :

$$\frac{1}{\bar{h}} = \frac{1}{\Sigma} \int_{\Sigma} \frac{1}{h} d\sigma \quad \text{ou} \quad \bar{h} = \frac{\bar{\psi}}{t - \theta} = \frac{\int_{\Sigma} d\sigma}{\int_{\Sigma} (t - \theta) d\sigma}$$

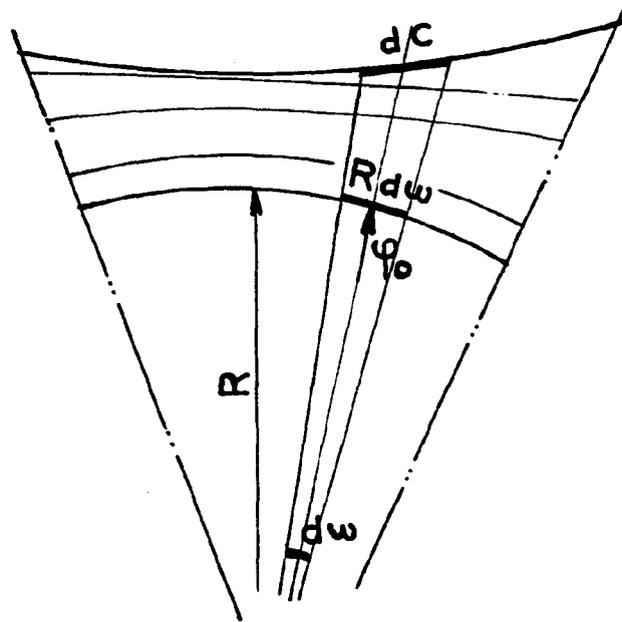
Ainsi quand les plages de variation de ψ et $t - \theta$ n'excèdent pas 20 p. 100, ce qui est le cas ici, on constate que les valeurs de \bar{h} correspondant à chacune de ces définitions ne diffèrent pas entre elles de plus de 2 p. 100.

On définira :

$$\frac{1}{\bar{h}_0} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{d\omega}{h_0}$$

et $\frac{1}{\bar{h}_1} = \frac{1}{C_1} \int_{C_1} \frac{dC}{h_1} \quad \text{ou} / \quad \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{d\omega}{h_1}$

puisque h_1 est également repéré par l'angle ω .



En intégrant l'équation 1 sur le pourtour de la gaine :

$$\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{d\omega}{h_o} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{K(\omega)}{h_1} d\omega + \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{E(\omega)}{\lambda_m} d\omega \dots\dots 2$$

$$\frac{1}{h_o} = \frac{C_o}{C_1} \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{(1 + \gamma(\omega))}{h_1} d\omega + \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{E(\omega)}{\lambda_m} d\omega$$

On pose :

$$\frac{1}{h_1} = \frac{1}{h_1} [1 + f(\omega)] \quad \text{et} \quad \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{E}{\lambda_m} d\omega = \frac{\bar{E}}{\lambda_m}$$

où \bar{E} représente une moyenne géométrique de l'épaisseur radiale de la gaine.

Ce qui entraîne :

$$\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} f(\omega) d\omega = 0$$

L'expression 2 peut s'écrire :

$$\frac{1}{h_o} = \frac{C_o}{C_1} \frac{1}{h_1} \left[1 + \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} f(\omega) \gamma(\omega) d\omega \right] + \frac{\bar{E}}{\lambda_m}$$

et en négligeant les termes du second ordre $[f(\omega) \gamma(\omega)]$

$$\frac{1}{h_o} = \frac{1}{h_1} \frac{C_o}{C_1} + \frac{\bar{E}}{\lambda_m} \dots\dots\dots 3a$$

ou $\frac{1}{m_o} = \frac{1}{m_1} \frac{C_o}{C_1} + \frac{\bar{E}}{D_o} Re_o \frac{\mu C_p}{\lambda_m} \dots\dots\dots 3b$

2° - Convection entre les ailettes

a) - Notation

Deux ailettes consécutives supposées rectilignes, de hauteur constante l, faisant un angle α avec l'axe du secteur, délimitent un sous-canal.

soient : ϵ le pas des ailettes (distance entre les plans de symétrie de deux ailettes voisines).

P le périmètre des ailettes.

\mathcal{P} le périmètre du sous-canal.

s' la section droite du sous-canal.

- Dans le sous canal, on appelle :

z l'abscisse.

T la température moyenne du gaz à l'abscisse z.

v la vitesse moyenne du gaz à l'abscisse z .

\bar{t} la température moyenne de l'ailette et t_1 la température en base d'ailette à l'abscisse z .

- Dans l'écoulement annulaire entre ailettes et canal :

θ la température moyenne du gaz dans la section droite correspondant à l'abscisse z dans le sous-canal.

V la vitesse moyenne débitante du gaz dans cette même section.

On considèrera les grandeurs suivantes :

$$h = \frac{\phi}{t - \theta} \text{ sur les parois des ailettes.}$$

$$\bar{h} = \frac{1}{P} \int_{(P)} h \, dy, \text{ coefficient d'échange moyen sur les ailettes à l'abscisse } z.$$

$$h_1 = \frac{\phi_1}{t_1 - \theta} \text{ coefficient d'échange sur le contour externe de la gaine, en base d'ailette, rapporté à la température moyenne } \theta \text{ du gaz dans la section droite du canal.}$$

$$h_{1\tau} = \frac{\phi_1}{t_1 - \tau} \text{ même définition que ci-dessus mais en considérant la température } \tau \text{ du sous-canal au lieu de } \theta \text{ du canal.}$$

$$\bar{m} = \frac{\bar{h}}{\rho v C_p} \text{ nombre de Margoulis moyen à l'abscisse } z \text{ dans le sous-canal, rapporté à la vitesse } v \text{ dans le sous-canal à cette même abscisse.}$$

$$m_1 = \frac{h_1}{\rho V C_p} \text{ nombre de Margoulis en base d'ailette à l'abscisse } z \text{ rapporté à la vitesse moyenne } V \text{ dans le canal.}$$

$$\eta = \frac{\bar{t} - \tau}{t_1 - \tau} \text{ efficacité d'ailette rapportée à la température du gaz dans le sous-canal,}$$

$$\text{avec } \bar{t} - \tau = \frac{\frac{1}{P} \int_0^P h (t - \tau) \, dy}{\bar{h}}$$

b) - Nombre de Margoulis m_1 en base d'ailette

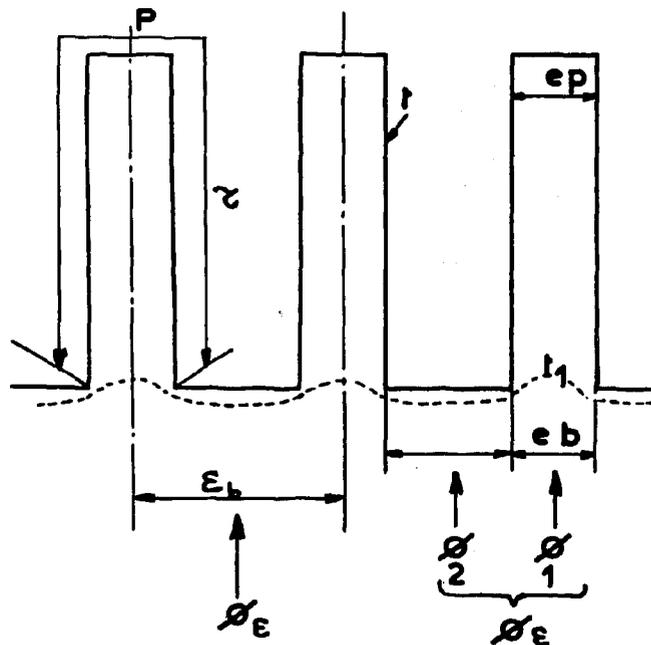
Le flux de chaleur ϕ_ϵ

qui traverse par unité de longueur, en base d'ailette, la largeur ϵ , se compose du flux à travers l'ailette ϕ_1 et du flux entre les ailettes ϕ_2

$$\phi_\epsilon = \phi_1 + \phi_2$$

On définit le coefficient d'échange en base d'ailette, rapporté à la température du gaz dans le sous-canal :

$$h_{1\tau} = \frac{\phi_\epsilon}{\epsilon (t_1 - \tau)} \text{ ou } \frac{\phi_1}{\epsilon (t_1 - \tau)} + \frac{\phi_2}{\epsilon (t_1 - \tau)}$$



On peut supposer le coefficient d'échange au fond du sous-canal égal au coefficient moyen \bar{h} sur le contour de l'ailette sans commettre une erreur appréciable. On pourra donc écrire :

$$h_{1\tau} = \frac{\eta P}{\epsilon} \bar{h} + \frac{\epsilon_b - e_b}{\epsilon} \bar{h} \dots\dots\dots 4$$

car $\frac{\phi_1/P}{t_1 - \tau} = \eta \bar{h}$ sur ailette

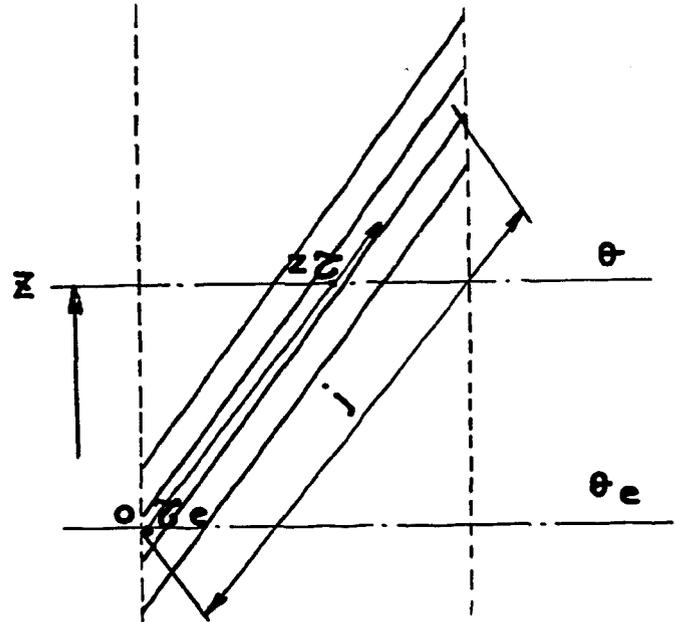
et $\frac{\phi_2/(\epsilon - e)}{t_1 - \tau} = \bar{h}$ au fond du sous-canal.

De plus :

$$\frac{h_1}{h_{1\tau}} = \frac{t_1 - \tau}{t_1 - \theta} \text{ ou } 1 + \frac{\theta - \tau}{t_1 - \theta}$$

$$h_1 = \left(1 - \frac{\tau - \theta}{t_1 - \theta} \right) \frac{(\eta P + \epsilon_b - e_b)}{\epsilon} \bar{h} \dots 5$$

$$\frac{\tau - \theta}{t_1 - \theta} = \frac{\tau - \tau_e}{t_1 - \theta} + \frac{\tau_e - \theta_e}{t_1 - \theta} + \frac{\theta_e - \theta}{t_1 - \theta} \dots 6$$



τ_e est la température du gaz à l'entrée du sous-canal.

θ_e est la température moyenne de l'écoulement principal dans la section d'entrée du sous-canal.

Des essais effectués sur des cellules à grande échelle, chauffantes, parcourues par de l'air atmosphérique, ont montré que dans tous les cas de figure, le terme $(\tau_e - \theta_e)$ était négligeable devant le terme $(\tau - \tau_e)$. Le terme $(\tau_e - \theta_e)$ qui est en fait fonction de l'abscisse Z le long du canal est une cause de singularités thermiques longitudinales. Nous n'en tiendrons pas compte dans le calcul du nombre de Margoulis moyen, étude qui se ramène au cas $\tau_e - \theta_e = 0$

Il reste :

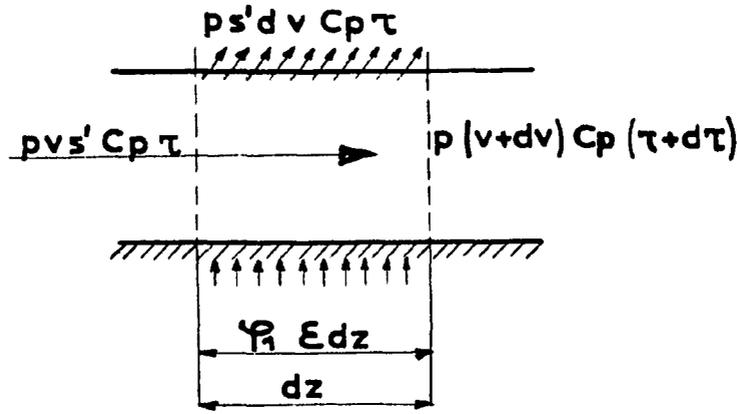
$$\frac{\tau - \theta}{t_1 - \theta} = \frac{\tau - \tau_e}{t_1 - \theta} \left[1 - \frac{\theta - \theta_e}{\tau - \tau_e} \right] \dots\dots\dots 7$$

On suppose qu'entre le sous-canal et l'écoulement principal le seul échange thermique est la chaleur sensible transportée par le débit s'échappant du sous-canal.

Le bilan thermique pour un élément de sous-canal de longueur dz permet de calculer la température du gaz dans le sous-canal.

$$\psi_1 \epsilon dz = \rho s'v C_p d\tau$$

donc $\tau - \tau_e = \int_0^z \frac{\psi_1 \epsilon}{\rho v s' C_p} dz \dots\dots\dots 8$



D'autre part on peut écrire :

$$\theta - \theta_e = \frac{N}{\rho v s C_p} \int_0^z \epsilon \varphi_1 dz \dots\dots\dots 9$$

N étant le nombre d'ailettes dans une section droite de la gaine.

Comme par définition $t_1 - \theta = \frac{\varphi_1}{h_1}$

la relation 5 peut s'écrire, compte tenu des relations 7, 8 et 9

$$h_1 = \left[1 - \frac{\int_0^z \frac{\varphi_1 \epsilon dz}{\rho v s' C_p}}{\frac{\varphi_1}{h_1}} \left(1 - \frac{Ns'}{s} \frac{v}{V} \right) \right] \frac{(\eta P + \epsilon_b - e_b)}{\epsilon} \bar{h}$$

d'où l'on tire :

$$h_1 = \frac{(\eta P + \epsilon_b - e_b) \bar{h} / \epsilon}{1 + (1 - a \frac{v}{V}) \frac{1}{\varphi_1 \epsilon} \int_0^z \frac{\varphi_1 \epsilon}{\rho v s' C_p} dz (\eta P + \epsilon_b - e_b) \bar{h}}$$

avec $a = \frac{Ns'}{s}$ rapport de la section de passage des sous-canaux à la section de passage totale du gaz.

Cette expression peut s'écrire :

$$\mathcal{M}_1 = \frac{\frac{\eta P + \epsilon_b - e_b}{\epsilon} \frac{v}{V} \mathcal{M}_b}{1 + (1 - a \frac{v}{V}) \frac{\eta P + \epsilon_b - e_b}{s'} I(z) \mathcal{M}_b} \dots\dots\dots 10a$$

en posant :

$$\mathcal{M}_1 = \frac{h_1}{\rho v C_p}$$

$$\mathcal{M}_b = \frac{\bar{h}}{\rho v C_p}$$

$$I(z) = \frac{v}{\phi_1} \int_0^z \frac{\phi_1}{v} dz$$

Pour calculer \mathcal{M}_1 , il sera nécessaire de connaître $\mathcal{M}(z)$, $\frac{v}{V}(z)$ et $I(z)$ ainsi que $\eta(z)$, les autres variables étant des grandeurs géométriques déterminées par les dimensions de la gaine.

c) - Nombre de Margoulis \mathcal{M} sur la paroi des ailettes

On a vu comment le coefficient d'échange moyen \bar{h} sur le contour de l'ailette variait le long du sous-canal. Si on considère dans le sous-canal la variation du nombre de Margoulis formé avec la vitesse $v(z)$, soit $\mathcal{M}(z) = \frac{\bar{h}}{\rho v C_p}$, en fonction du nombre de Reynolds $Re = \frac{\rho v D_h}{\mu}$ (D_h = diamètre équivalent du sous-canal), on constate qu'en dehors d'un phénomène d'entrée très localisé, le nombre de Margoulis croît lorsque décroît le nombre de Reynolds.

On écrira la relation $\mathcal{M}(z)$ sous la forme :

$$\mathcal{M}(z) = \beta K Re^{-n} Pr^{-m}$$

dans laquelle β est un terme tenant compte de l'établissement de régime dans le sous-canal, terme d'autant plus négligeable que le sous-canal est long, et K un coefficient numérique. L'expression exacte de $\mathcal{M}(z)$ sera précisée plus loin.

d) - Efficacité d'ailette $\eta(z)$

On a vu que le coefficient d'échange variait sur le pourtour de l'ailette. En calculant une efficacité d'ailette avec un coefficient d'échange moyen constant sur ce contour on commet une légère erreur : 2 p. 100 lorsque l'écart sur le coefficient d'échange $h(y)$ est de 30 p. 100. Comme d'autre part cet écart a lieu dans le même sens pour toutes les gaines, l'erreur relative entre gaines s'en trouvera amoindrie et même négligeable.

Avec cette hypothèse, il est possible de calculer ³⁾ η par une relation simple dans le cas d'ailettes rectangulaires et plus compliquée dans le cas d'ailettes trapézoïdales (avec intervention de fonctions de Bessel) mais qui peut être programmée sur machine à calculer.

e) - Calcul de l'intégrale $I(z)$

$$\text{On a posé } I(z) = \frac{V}{\phi_1} \int_0^z \frac{\phi_1}{v} dz$$

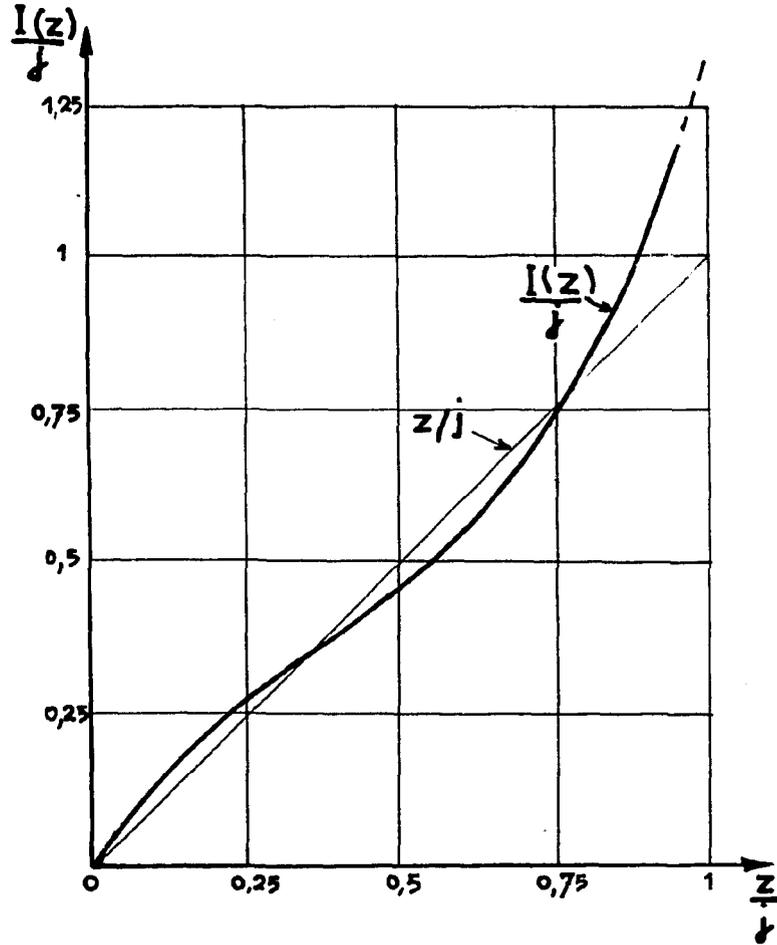
Or, si $v(z)$ et $\phi_1(z)$ varient peu sur le contour externe C_1 ou encore si ϕ_1/v varie peu sur C_1 (c'est-à-dire le long du sous-canal), il est évident que cette intégrale prendra la forme simplifiée :

$$I(z) = z$$

On a donc comparé cette valeur de l'intégrale $I(z)$ à sa valeur réelle calculée à partir des mesures de flux local $\phi_1(z)$ obtenues par analogie rhéo-électrique. L'un de ces résultats est présenté sur la figure ci-dessous. On voit que sur les 4/5 du canal la valeur de $I(z)$ s'écarte peu de z . D'autre part, $I(z)$ figure au dénominateur de l'expression de $\mathcal{M}_1(z)$:

$$1 + \left(1 - a \frac{v}{V}\right) \frac{\eta P + \varepsilon - e}{s'} I(z) \mathcal{M}(z)$$

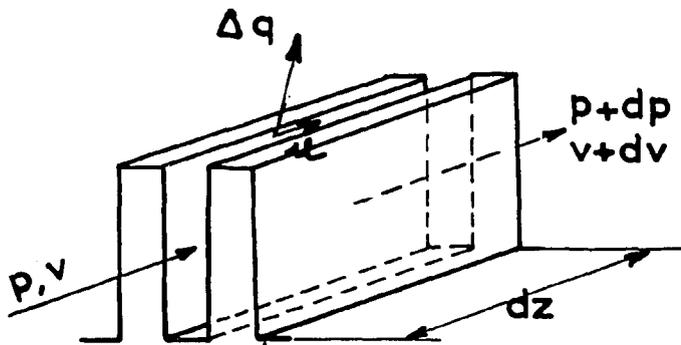
3) K. A. GARDNER, Trans. ASME, 1945, vol. 67, p. 621.



Le second terme de cette expression reste inférieure à 0,5. Donc l'erreur sur $M_{b_1}(z)$ sera inférieure au tiers de l'erreur sur $I(z)$. L'erreur ainsi calculée est inférieure à 1 p. 100 au centre du sous-canal. Sur la valeur moyenne le long du canal, l'erreur est également très faible (inférieure à 2 p. 100). Nous écrirons donc par la suite $I(z) = z$.

Ce qui conduit à une expression de M_{b_1} calculable quand on connaît la valeur de $v(z)$.

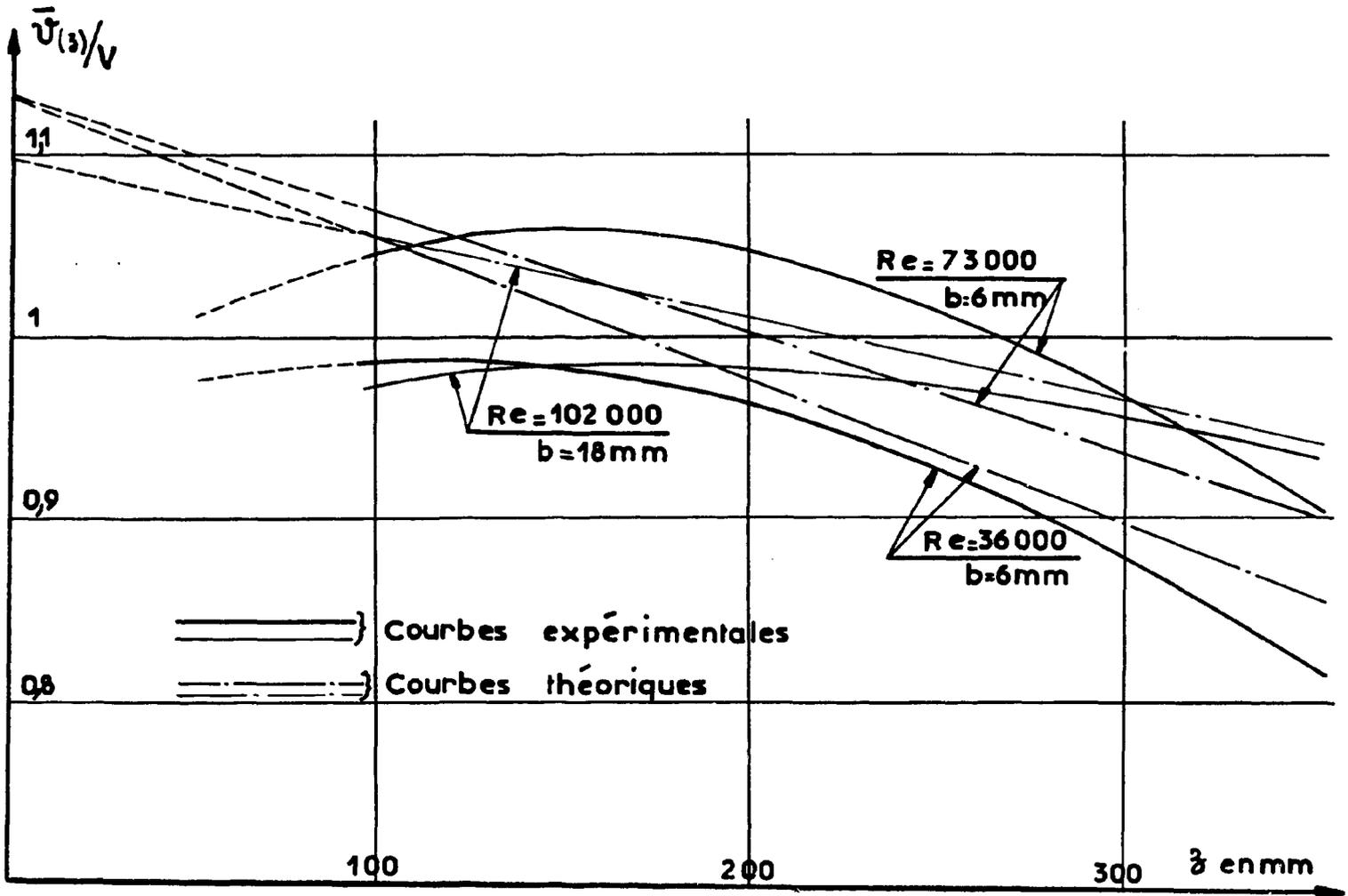
f) - Vitesse $v(z)$ dans le sous-canal



Supposons un sous-canal de section constante s' et le fluide incompressible de masse volumique ρ . Soit un élément de sous-canal dz situé à la distance z de l'entrée du sous-canal et considérons les forces en projection sur l'axe du sous-canal.

Forces de pression agissant sur les faces s' située à z et $z + dz$:

$$ps' - (p + dp) s'$$



- Fig. 10 -

Comparaison entre courbes expérimentales
et courbes théoriques

Forces de frottement agissant sur les faces des ailettes et le fond du sous-canal en désignant par \mathcal{P} le périmètre "mouillé" ⁴⁾ :

$$- \mathcal{P} dz f \frac{1}{2} \rho v^2$$

Variation de quantité de mouvement :

$$- \rho s' v^2 + \rho s' (v + dv)^2 + u \Delta q$$

où Δq représente le débit s'échappant du sous-canal par le dessus des ailettes avec une vitesse dont la projection sur l'axe des z est u ; on a, d'après le théorème de conservation de la masse :

$$\Delta q = - \rho s' dv$$

L'application du théorème des quantités de mouvement permet d'écrire :

$$s' d(p + \rho v^2) - u \rho s' dv = - f \frac{1}{2} \rho v^2 \mathcal{P} dz \dots\dots\dots 11$$

L'expérience a montré que la pression statique dans le sous-canal évoluait à peu près parallèlement à celle du canal. En linéarisant la pression dans le sous-canal, on peut écrire :

$$\frac{dp}{dz} = \frac{dp}{dZ} \cos \alpha \quad \text{ou} \quad \frac{\Delta p}{\Delta Z} \cos \alpha$$

α angle des ailettes avec la direction de l'axe de la gaine

Z abscisse le long de l'axe de la gaine

$$\frac{dp}{dZ} = \frac{\Delta p}{L} \text{ perte de charge linéique mesurée le long du canal.}$$

Pour intégrer l'équation 11 on peut supposer que f ne varie pas le long du sous-canal, et en posant : $u = kv$

la relation 11 s'écrit :

$$\left(\frac{\Delta p}{L} \cos \alpha + \frac{\mathcal{P} f}{s'} \frac{1}{2} \rho v^2 \right) dz = - 2 \left(1 - \frac{k}{2} \right) d \left(\frac{1}{2} \rho v^2 \right)$$

Si k est constant, il vient en intégrant :

$$\frac{\Delta p}{L} \frac{s' \cos \alpha}{\mathcal{P} f} + \frac{1}{2} \rho v^2 = \left(\frac{\Delta p}{L} \frac{s' \cos \alpha}{\mathcal{P} f} + \frac{1}{2} \rho v_o^2 \right) \exp \left[- \frac{(z - z_o) \mathcal{P} f}{2 \left(1 - \frac{k}{2} \right) s'} \right]$$

En introduisant le coefficient de frottement f_o défini par :

$$\frac{\Delta p}{L} = - f_o \frac{C_o}{s} \frac{1}{2} \rho v^2$$

où s représente la section de passage du fluide entre la gaine et le canal, section qui englobe la section des sous-canaux. On a donc :

$$- \frac{f_o}{f} \frac{s'}{s} \frac{C_o}{\mathcal{P}} \cos \alpha + \frac{v^2}{V^2} = \left(- \frac{f_o}{f} \frac{s'}{s} \frac{C_o}{\mathcal{P}} \cos \alpha + \frac{v_o^2}{V^2} \right) \exp \left[- \frac{(z - z_o) \mathcal{P} f}{2 \left(1 - \frac{k}{2} \right) s'} \right]$$

La valeur de k n'a pas pu être mesurée expérimentalement. Il est probable qu'elle ne s'éloigne pas de l'unité. On posera donc $k = 1$ et par définition, v_o sera une vitesse de référence à

4) $\mathcal{P} = P + \epsilon_b - e_b$

l'entrée du sous-canal ($z_0 = 0$). D'où, en définitive :

$$\frac{v^2}{V^2} = \frac{f_0}{f} \frac{C_0}{\mathcal{P}} \frac{s'}{s} \cos \alpha \left(1 - \exp \left[-z \frac{\mathcal{P}_f}{s'} \right] \right) + \frac{v_0^2}{V^2} \exp \left[-z \frac{\mathcal{P}_f}{s'} \right] \dots 12$$

Les valeurs de $\frac{v_0}{V}$ seront discutées dans le chapitre suivant.

Sur la figure 10 sont comparées les courbes expérimentales de la figure 5 à celles représentant la relation 12.

La variation de $\frac{v(z)}{V}$ calculée à partir de l'expression 12 est sensiblement linéaire sur toute la longueur du sous-canal tandis que l'expérience fait apparaître un maximum. Cet écart entre courbes expérimentales et courbes théoriques provient des phénomènes d'extrémités dont la relation simplifiée ne tient pas compte.

Cependant on constate que l'influence du nombre de Reynolds d'après la relation 12 est proche de la réalité. On utilisera donc cette relation pour les besoins du calcul de \mathcal{M}_1 et également pour celui du coefficient de frottement f_0 pour lequel elle va se révéler utile.

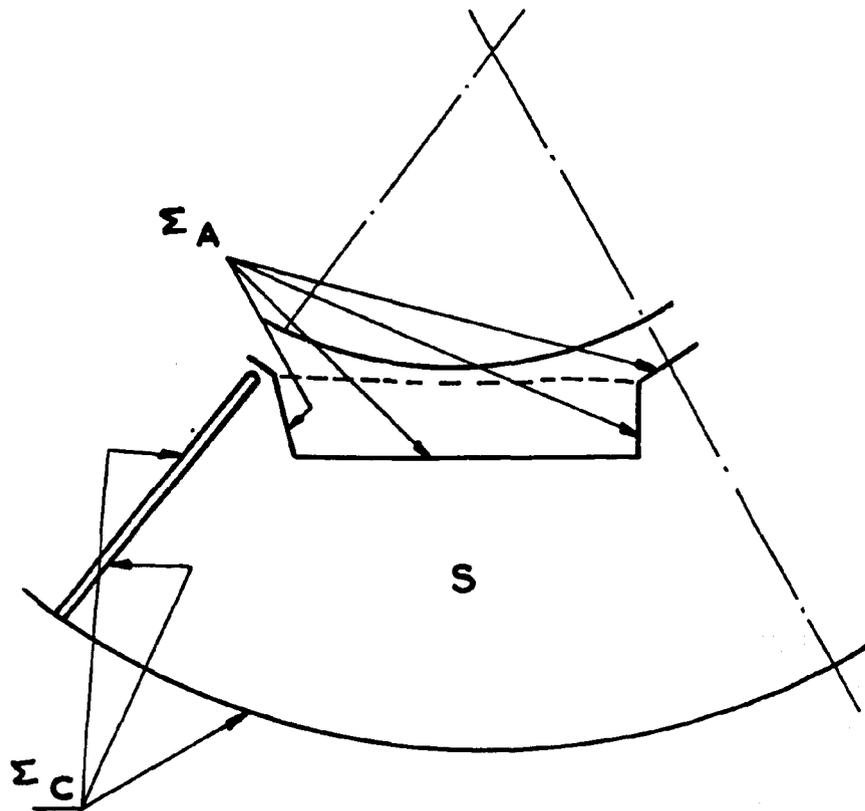
3° - Coefficient de frottement d'une gaine à ailettes en chevrons

Considérons la veine fluide comprise entre les surfaces Σ_c du canal et des cloisons entre secteurs, et Σ_a , surface enveloppe des ailettes et sous-canaux. L'aire de la section droite intérieure à ces limites est S, section de passage du fluide ne comprenant pas la section des sous-canaux.

La perte de charge le long d'une gaine à ailettes en chevrons est liée essentiellement à l'effort dû au frottement et à la déviation du fluide entre les ailettes, c'est-à-dire à la variation de quantité de mouvement \vec{K} dans le domaine représenté par les sous-canaux.

Il faut également mentionner deux termes de moindre impor-

tance : la force de frottement sur les parois du canal \vec{F} et l'effort exercé par la formation de tourbillons au sommet des ailettes que l'on notera \vec{C} .



Par unité de longueur comptée sur l'axe Z du canal, les efforts exercés sur le fluide sont dus au gradient de pression $\frac{1}{\rho} \text{grad } p$, aux forces de frottement \vec{F} sur Σ_c ainsi qu'aux efforts \vec{H} et \vec{E} sur Σ_a .

En application du théorème des quantités de mouvement projeté sur l'axe du canal Z, il vient :

$$- S \frac{dp}{dZ} + \mathcal{K}_Z + \mathcal{E}_Z + \mathcal{F}_Z = 0$$

A cause des symétries de la gaine à chevrons, les forces \vec{H} , \vec{F} et \vec{E} sont axiales.

On décompose la surface Σ_a en surfaces Σ limitant chacune un sous-canal de l'écoulement principal. Cette frontière est définie par le sommet et les faces d'entrée et de sortie du sous-canal.

Soient \vec{V} la vitesse du fluide en chaque point de Σ

\vec{u} le vecteur unitaire porté par l'axe de la gaine

\vec{n} la normale orientée de la surface Σ

Le débit traversant chaque élément $d\sigma$ de Σ s'écrit :

$$dq = \rho (\vec{V} \cdot \vec{n}) d\sigma$$

La quantité de mouvement qui lui est associée, projetée suivant l'axe de la gaine est égale à :

$$(\vec{V} \cdot \vec{u}) \rho (\vec{V} \cdot \vec{n}) d\sigma$$

Pour l'ensemble du sous-canal, la projection k_Z , suivant l'axe de la gaine, de la variation de quantité de mouvement sur la surface Σ est :

$$k_Z = \int_{\Sigma} (\vec{V} \cdot \vec{u}) \rho (\vec{V} \cdot \vec{n}) d\sigma$$

Comme il y a $\frac{n}{\epsilon \sin \alpha}$ sous-canaux par unité de longueur de gaine, la composante axiale de l'effort exercé par le fluide sur l'unité de longueur de la gaine (sur Σ_a) est égale à :

$$\mathcal{E}_Z + \mathcal{K}_Z \quad \text{avec} \quad \mathcal{K}_Z = \frac{n \sin \alpha}{\epsilon} k_Z$$

On définit un coefficient de perte de charge

$$f^* = \frac{S/n}{j \sin \alpha} \frac{dp}{dZ} \frac{1}{p_d} \quad \text{avec} \quad p_d = \frac{1}{2} \rho V^2$$

Il en résulte :

$$f^* = \frac{1}{n j \sin \alpha} \frac{2}{\rho V^2} [\mathcal{K}_Z + \mathcal{F}_Z + \mathcal{E}_Z]$$

soit encore :

$$f^* = \frac{1}{\epsilon j} \frac{2}{\rho V^2} \int_{\Sigma} (\vec{V} \cdot \vec{u}) \rho (\vec{V} \cdot \vec{n}) d\sigma + f_p \frac{C_c}{j \sin \alpha} + f_r \dots \dots 13$$

où f_p et f_r sont respectivement des coefficients de frottement sur le canal et en pointe d'ailette.

C_c désigne le périmètre de canal et cloisons compris dans un secteur.

$$(\vec{V} \cdot \vec{u})_{\text{entrée}} = k'_e v_e \quad \text{et} \quad (\vec{V} \cdot \vec{u})_{\text{sortie}} = k'_s v_s$$

$$(\vec{V} \cdot \vec{n})_{\text{entrée}} = k''_e v_e \quad \text{et} \quad (\vec{V} \cdot \vec{n})_{\text{sortie}} = k''_s v_s$$

Ce qui permet d'écrire :

$$\int_{\Sigma} (\vec{V} \cdot \vec{u}) (\vec{V} \cdot \vec{n}) d\sigma = \rho v_e^2 s' \int_{\Sigma_e} k'_e k''_e \frac{d\sigma}{s'} - \rho_s v_s^2 s' \int_{\Sigma_s} k'_s k''_s \frac{d\sigma}{s'}$$

Les constantes généralisées auront la forme :

$$k_e = \int_{\Sigma_e} k'_e k''_e d\left(\frac{\sigma}{s'}\right) \quad \text{et} \quad k_s = \int_{\Sigma_s} k'_s k''_s d\left(\frac{\sigma}{s'}\right) \quad \dots 14$$

On obtient deux constantes sans dimension telles que :

$$\int_{\Sigma} (\vec{V} \cdot \vec{u}) \rho (\vec{V} \cdot \vec{n}) d\sigma = \rho s' (k_e v_e^2 - k_s v_s^2)$$

expression analogue à celle obtenue à partir d'hypothèses simplifiées.

Le coefficient de frottement f^* rapporté au périmètre externe d'un secteur de gaine $j \sin \alpha$ s'écrira :

$$f^* = \frac{2 s'}{\epsilon j} \left[k_e \left(\frac{v_e}{V}\right)^2 - k_s \left(\frac{v_s}{V}\right)^2 \right] + f_p \frac{C_c}{j \sin \alpha} + f_r \dots 15$$

expression dans laquelle v_e et v_s sont les vitesses à l'entrée et à la sortie du sous-canal. Or la relation 12 permet de calculer la vitesse de sortie v_s en fonction d'une vitesse de référence v_o à l'entrée du sous-canal. En prenant pour valeur de vitesse d'entrée cette valeur théorique de référence v_o , les coefficients correspondants k_e et k_s doivent être modifiés en conséquence ; comme ils seront calculés par des méthodes empiriques, rien n'empêche de poser à priori $v_e = v_o$ et de calculer v_s d'après (12) ; k_e et k_s déterminés expérimentalement corrigeront cette approximation.

4° - Conclusion

Sur des bases schématiques, il a été possible de mettre en équation les phénomènes de transfert de chaleur et de frottement sur des surfaces munies d'ailettes disposées en chevrons. On a, de la sorte, réussi à relier le nombre de Margoulis moyen \overline{M}_0 sur le contour interne au nombre de Margoulis moyen \overline{M}_1 sur le contour en base d'ailette par la relation :

$$\frac{1}{\overline{M}_0} = \frac{1}{\overline{M}_1} \frac{C_o}{C_1} + \frac{\overline{E}}{D_o} Re_o \frac{\mu C_p}{\lambda m} \dots 3b$$

En un point du sous-canal, le nombre de Margoulis M_1 est relié au nombre de Margoulis moyen \overline{M}_0 sur le contour des ailettes à la même abscisse z le long du sous-canal par la relation :

$$M_1(z) = \frac{\frac{\eta P + \epsilon - e_b}{\epsilon} \frac{v}{V}(z) \overline{M}_0(z)}{1 + \left(1 - a \frac{v}{V}(z)\right) \frac{\eta P + \epsilon - e_b}{s'}} \dots 10b$$

avec :

$a = \frac{N s'}{s}$ rapport de la section de passage des sous-canaux à la section de passage totale

$\eta(z)$ efficacité d'ailette calculée d'après K. A. GARDNER (Trans. ASME vol. 67 p. 621, 1945).

$\mathcal{M}_1(z) = \beta K Re^{-n}(z) Pr^{-m}$ Nombre de Margoulis dans le sous-canal.

L'indétermination sur les valeurs de β , K , m et n sera levée ultérieurement.

$$\frac{v(z)}{V} = \sqrt{\frac{f_0}{f} \frac{C_0}{\mathcal{P}} \frac{s'}{s} \cos \alpha \left[1 - \exp\left(-z \frac{\mathcal{P} f}{s'}\right) \right] + \frac{v_0^2}{V^2} \exp\left(-z \frac{\mathcal{P} f}{s'}\right)}$$

équation qui représente le rapport de la vitesse débitante dans le sous-canal à la vitesse moyenne V dans le canal.

Ces différentes relations permettent de calculer le nombre de Margoulis moyen $\overline{\mathcal{M}}_1$.

$$\overline{\mathcal{M}}_1 = \frac{1}{j} \int_0^j \mathcal{M}_1(z) dz$$

Le coefficient de frottement est donné par la relation 15 dont le terme principal représente la variation de quantité de mouvement entre les ailettes.

$$f^* = \frac{2s'}{\epsilon j} \left[k_e \left(\frac{v_0}{V}\right)^2 - k_s \left(\frac{v_s}{V}\right)^2 \right] + f_p \frac{C_c}{j \sin \alpha} + f_r \dots \dots 15$$

expression dans laquelle f^* (ou f_0) figure implicitement par l'intermédiaire de $\frac{v_s}{V} = \frac{v(j)}{V}$

On remarquera que le frottement f_0 défini par :

$$f_0 = \frac{dp}{dZ} \frac{s}{C_0 \frac{1}{2} \rho V^2}$$

est lié à f^* par :

$$\frac{f_0}{f^*} = \frac{n_j \sin \alpha}{C_0} \frac{s}{S}$$

On voit ici l'importance du paramètre $\frac{v_0}{V}$ qui commande à la fois la valeur du coefficient d'échange \mathcal{M}_1 à travers $\frac{v(z)}{V}$ et $\mathcal{M}_1(z)$ et celle du coefficient de frottement f_0 .

L'étude expérimentale, exposée plus haut, concernant l'observation fine des vitesses et des coefficients d'échange locaux n'est actuellement pas complètement terminée ; en particulier, elle n'a pas encore fourni d'informations suffisamment précises sur l'influence de l'angle d'inclinaison α des ailettes. C'est ainsi qu'il n'est pas possible de dire pour l'instant si, entre autres paramètres, le nombre de Margoulis moyen $\overline{\mathcal{M}}_1$ pour un même nombre de Reynolds, et la vitesse moyenne (ou de référence v_0) dans le sous-canal varient en fonction de α . L'examen des profils de vitesses laisse supposer que l'on a un écoulement de type classique entre les ailettes, ce qui signifierait, tout au moins dans la limite d'angles pas trop grands, que les conditions d'écoulement dans

le sous-canal dépend peu de α , donc que dans l'expression $\mathcal{M}_0 = \beta K Re^{-n} Pr^{-m}$ le facteur K est pratiquement indépendant de α .

Dans ces conditions, si, par la suite, pour rendre cohérents résultats expérimentaux et relations théoriques, on a la possibilité de n'introduire l'influence de α que dans un seul des deux paramètres \mathcal{M}_0 ou $\frac{v_0}{V}$ - l'ambiguïté ne pouvant être levée - on choisira de préférence $\frac{v_0}{V}$ (α).

L'examen des résultats expérimentaux nous a conduit à adopter une relation tenant compte des variations de la vitesse le long du sous-canal, ce qui paraît logique. On aurait pu cependant se demander s'il n'aurait pas été tout aussi valable d'adopter l'hypothèse d'une vitesse moyenne uniforme dans tout le sous-canal, cette hypothèse bien que plus grossière, conduisant à des relations sensiblement plus simples. Cependant deux raisons essentiellement nous ont amenés à adopter l'hypothèse la plus approchée :

- la possibilité d'utiliser la programmation sur machine élimine le poids de longs calculs.
- le souci de donner à la formulation recherchée une utilité pratique nous a conduit à tenir compte avec le plus de précision possible des paramètres physiques observés de façon à augmenter les chances d'obtenir en définitive une formulation aussi précise et extrapolable que possible.

Des essais qui se poursuivent sur une cellule à l'échelle 6, on attend des renseignements plus précis sur les quatre paramètres empiriques v_0/V , $\mathcal{M}_0(z)$, k_e et k_g que la théorie présentée ne permet pas encore d'atteindre dans le détail. Ils conduiront peut-être à renouveler les hypothèses sur des fondements plus réels, donnant aux corrélations plus de précision.

Sans attendre que cette étude plus poussée soit achevée, il a été tenté une première confrontation entre les relations théoriques qui viennent d'être établies et les autres résultats expérimentaux, résultats aérothermiques ($f_0 \mathcal{M}_0$) obtenus dans l'étude systématique ⁵⁾ d'un grand nombre de profils de gaines.

5) Rapports C. E. A. n° 2469 et 2470.

CHAPITRE III

CONFRONTATION DES RELATIONS THEORIQUES ET DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

REMARQUES PRELIMINAIRES

Les relations théoriques précédentes ont été établies en supposant les ailettes planes et rectilignes. Dans la pratique, les profils de gaine expérimentés ont des ailettes qui dans la plupart des cas ne sont ni rectilignes ni planes ; leur emplanture est le plus souvent disposée sur un contour cylindrique ; leurs faces latérales peuvent être des surfaces gauches, comme c'est le cas pour des ailettes hélicoïdales.

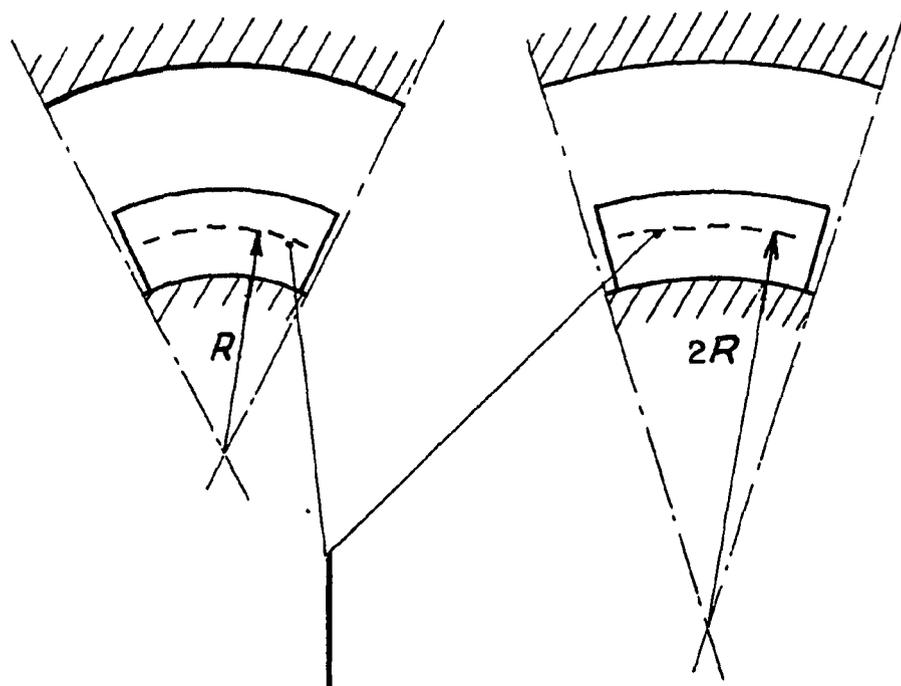
Les ailettes hélicoïdales diffèrent en fait très peu des ailettes planes. Nous avons supposé que ce paramètre de forme était sans influence sur les échanges thermiques.

Nous avons regardé plus en détail l'influence de la courbure de l'emplanture des ailettes. Pour cela nous avons comparé expérimentalement plusieurs gaines ayant toutes le même dessin de secteur, mais différant par leur diamètre à mi-hauteur d'ailette, le nombre de secteurs étant alors proportionnel à ce diamètre. Du fait de la différence de courbure qui en résulte, nous dirons que les secteurs de ces gaines sont identiques à la courbure près (figure ci-après).

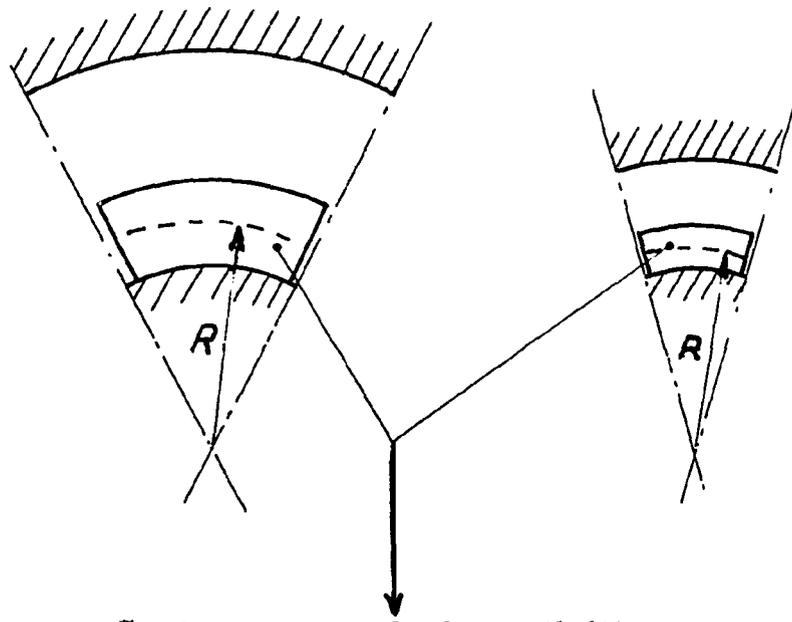
C'est ainsi que nous avons comparé deux gaines, le diamètre à mi-hauteur d'ailette de l'une étant le double du diamètre à mi-hauteur d'ailette de l'autre. Celle du petit diamètre avait 6 secteurs ; l'autre avait par conséquent 12 secteurs, la surface d'échange par secteur étant la même.

L'expérimentation de la gaine de grand diamètre posant un problème technique, la cellule d'essai ne pouvant servir que pour des gaines de petit diamètre, nous avons expérimenté la gaine rigoureusement homothétique, dans un rapport 1/2, de la gaine de grand diamètre. Ainsi nous avons été amenés à comparer deux gaines de même diamètre à mi-hauteur d'ailette des secteurs homothétiques en tout point, sauf toujours, à la courbure près. Nous avons qualifié ces 2 gaines de pseudo-homothétiques (ou homothétiques à la courbure près). Si le paramètre courbure a une influence négligeable, ces deux gaines doivent avoir les mêmes performances f_0 et \overline{M}_0 pour une même valeur du nombre de Reynolds Re du sous-canal. C'est ce que l'expérience a vérifié avec une très bonne approximation.

Cette comparaison n'a pu être effectuée expérimentalement avec des profils dont la courbure serait inversée (espaces concaves fermés au lieu d'espaces convexes annulaires). Il serait



Secteurs identiques à la courbure près



Secteurs pseudo-homothétiques

donc prématuré de généraliser au cas de courbures variant dans de très larges proportions. Dans notre étude la plage de variation de la courbure est faible, et de plus, proche d'une valeur nulle. Nous serons donc conduits à n'en pas tenir compte.

I - CONFRONTATION DES RELATIONS THEORIQUES ET DES RESULTATS EXPERIMENTAUX D'UNE SERIE DE 25 GAINES.

1° - Paramètres géométriques

Au moment d'aborder une telle étude on peut opérer un classement à priori des paramètres géométriques des gaines à ailettes en chevron, en distinguant 2 catégories :

Dans la première entreraient les paramètres définissant la section courante (dimensions et forme de la section droite) de l'ensemble ailette-sous-canal.

D'après ce qui a été vu plus haut, il semble que chaque sous-canal se comporte comme un conduit autonome à l'intérieur duquel l'écoulement aurait une structure relativement classique, dépendant peu par conséquent des conditions d'entrée ou de sortie du fluide dans le sous-canal.

Dans la deuxième catégorie entreraient les autres paramètres qui, à l'inverse des premiers, constitueraient les paramètres typiques des phénomènes d'écoulement en chevron. Ce sont essentiellement l'angle d'inclinaison des ailettes et la longueur j des sous-canaux. Ce sont ces deux derniers paramètres que nous avons étudiés en premier.

Pour cela nous avons lancé l'étude expérimentale d'une série de 25 gaines ayant toutes en commun un même profil de sous-canal, mais différant entre elles par l'angle d'inclinaison (variation de 8° à 60°) et par la longueur du sous-canal (variation du rapport longueur sur épaisseur du sous-canal de 17 à 80).

Les gaines sont à ailettes hélicoïdales ; leurs diamètres interne et en base d'ailette sont respectivement égaux à 40 mm et 43,6 mm.

Les expériences ont été faites avec le même diamètre de canal : $D_c = 100$ mm. Tant que le diamètre du canal est tel que les dimensions du secteur restent voisines entre elles, l'influence de D_c peut être considérée comme négligeable.

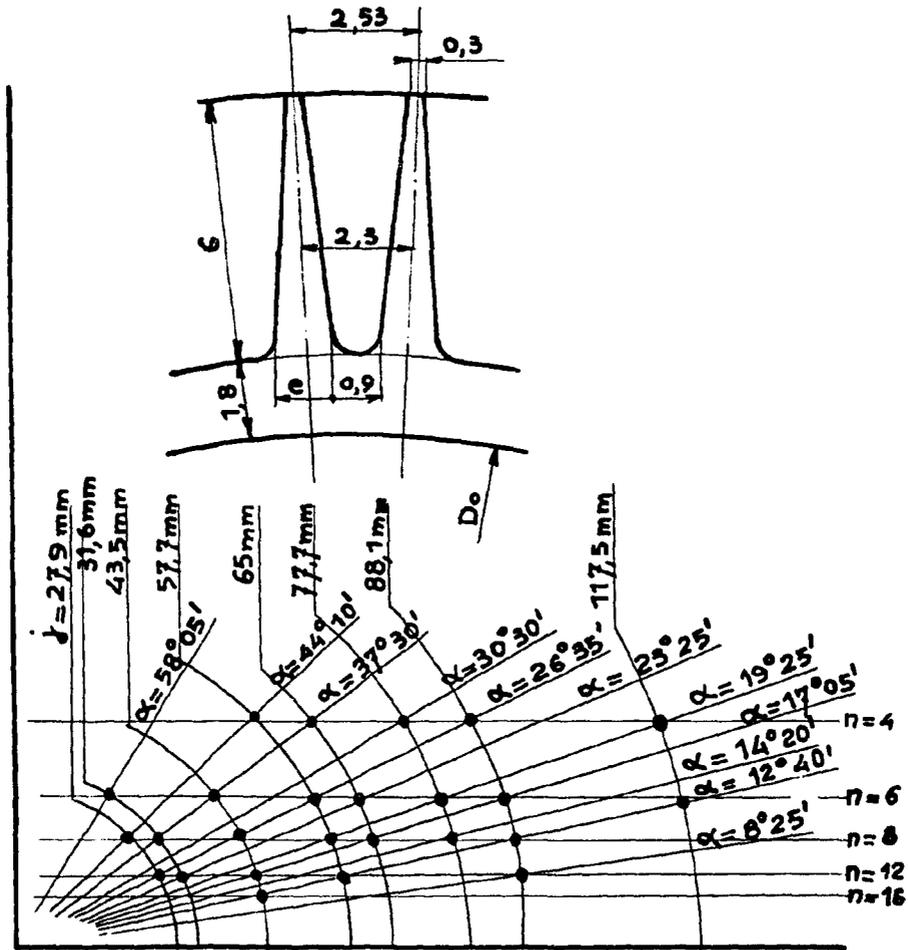
Sur la figure 11 sont portées les caractéristiques géométriques des 25 gaines : α , j , le nombre n de secteurs correspondant, et le dessin de la section droite.

Les valeurs des paramètres ont été choisies de manière à obtenir des groupes de gaines ayant même longueur de sous-canal (points représentatifs sur des arcs de cercle paramétrés en fonction de la longueur du sous-canal).

Ces 25 gaines ont été expérimentées dans la cellule à chauffage isotherme ce qui permet d'obtenir pour chacune d'elles des valeurs de f_o et de \overline{M}_o en fonction de Re_o .

Sur la figure 12 sont portées les valeurs de f_o et de \overline{M}_o correspondant à chacune des gaines pour une même valeur de Re_o .

Quand Re_o varie, f_o varie très peu (même de façon négligeable dans bien des cas), par contre \overline{M}_o varie de façon sensible, et d'autant plus rapidement que Re_o est grand. Nous montrons plus loin des exemples de courbes de variation de f_o et de \overline{M}_o en fonction de Re_o .



- Fig. 11 -

Axe de la gaine

2° - Etude du coefficient de pertes de charge f_o

La confrontation entre les résultats expérimentaux (fig. 12) et la relation 15,

$$f^* = \frac{2s'}{\epsilon j} \left[k_e \frac{v_o^2}{V^2} - k_s \frac{v_s^2}{V^2} \right] + \frac{C_c f_p}{j \sin \alpha} + f_r \dots\dots 15$$

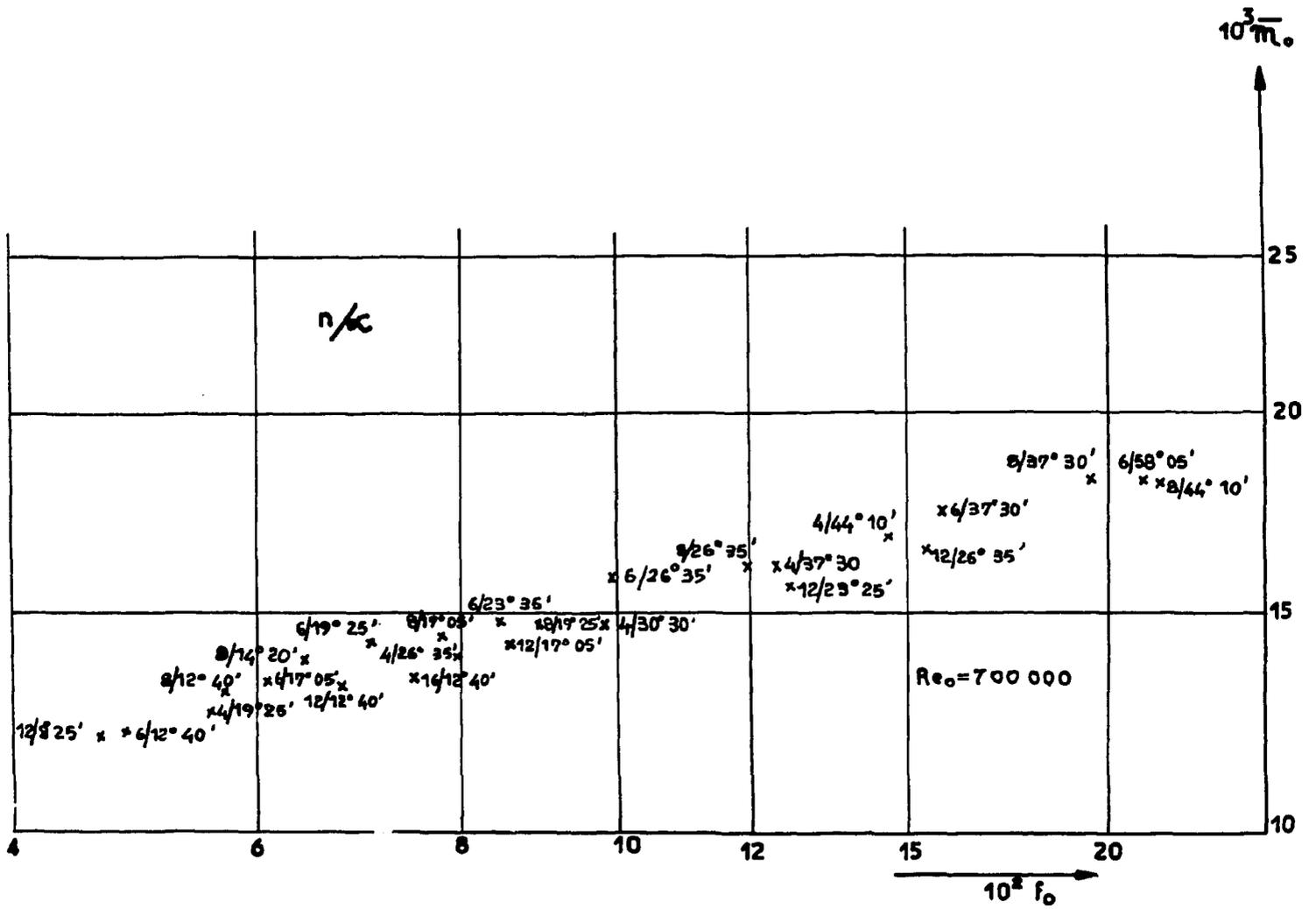
consiste à déterminer numériquement, de façon empirique, un certain nombre de termes, partant d'autres termes connus expérimentalement ou par le calcul.

L'expérience donne f_o . Le calcul fournit une valeur suffisamment approchée du coefficient de frottement sur le canal - puisque de toute manière le terme $\frac{C_o}{j \sin \alpha} f_p$ est petit.

Les termes à déterminer sont f_r , $\frac{V_o}{V}$, $\frac{v_s}{V}$, k_e et k_s .

Des essais particuliers ont été effectués pour tenter d'obtenir un ordre de grandeur de f_r . Aucun résultat précis n'a pu être obtenu ; mais on a pu constater que ce terme était faible. Faute de pouvoir lui donner une valeur qui ait un sens, nous avons préféré le négliger, ce qui revient à reporter son influence dans l'expression :

$$\left[k_e \frac{v_o^2}{V^2} - k_s \frac{v_s^2}{V^2} \right]$$



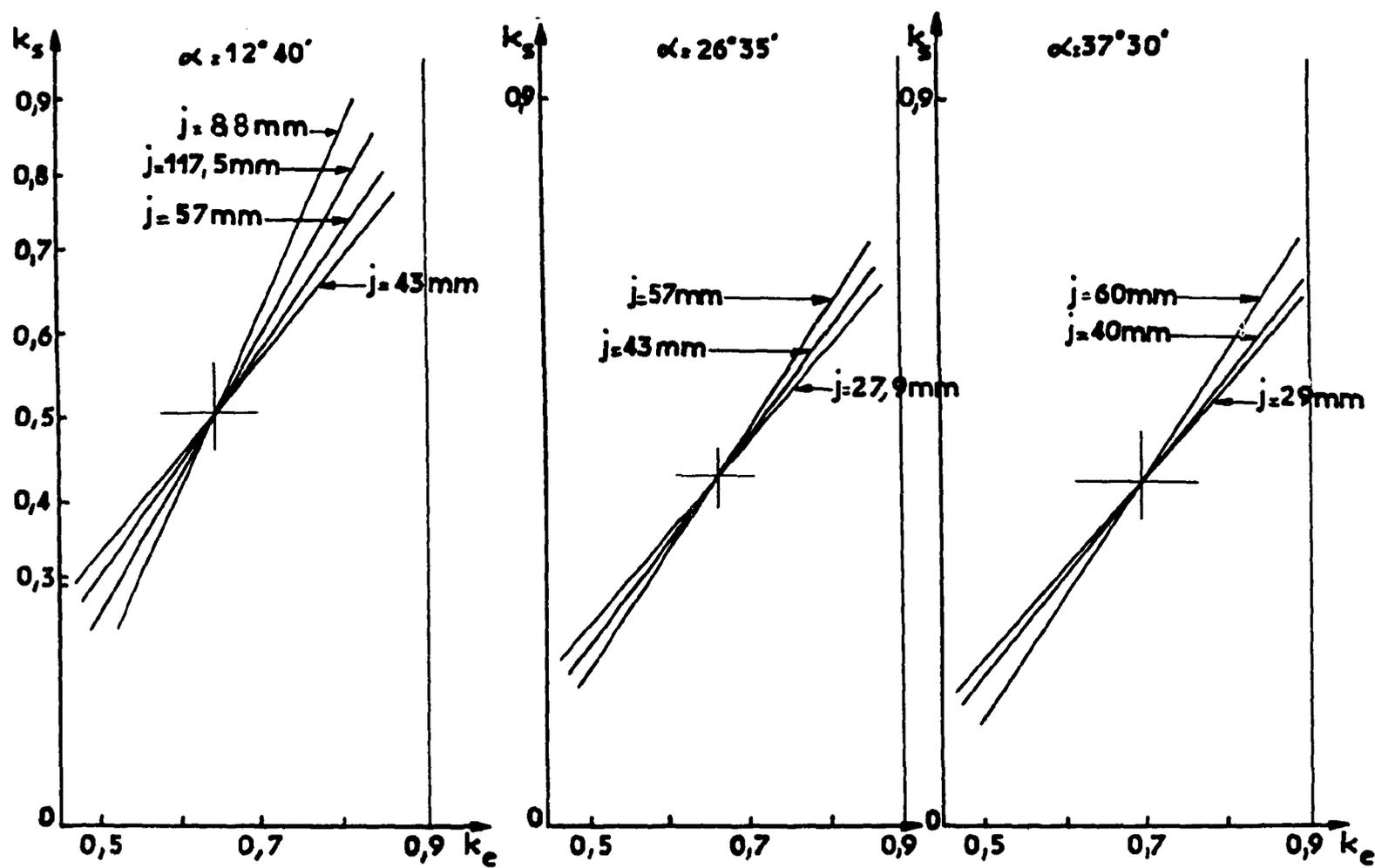
- Fig. 12 -

Caractéristiques aérothermiques des 25 gains

Concernant cette dernière expression, quatre termes sont à déterminer. Mais compte tenu de la relation 12 reliant $\frac{v_0}{V}$ et $\frac{v_s}{V}$ il n'existe plus que trois termes indépendants.

a) - Remarques au sujet de l'influence de α et de j sur $\frac{v_0}{V}$, k_e et k_s

Si l'on considère successivement différentes valeurs de $\frac{v_0}{V}$, la relation 15 constitue une relation linéaire entre k_e et k_s .



- Fig. 13 -

Détermination de k_e et k_s

Nous avons porté sur la figure 13 des variations de k_e en fonction de k_s pour des gaines ayant même valeur de l'angle d'inclinaison α ; nous avons de plus supposé que $\frac{v_o}{V}$ était le même pour ces différentes gaines.

On constate un résultat remarquable : les droites représentatives se coupent pratiquement en un même point, et ceci pour des variations très sensibles de j (dans un rapport 3 environ). Ce résultat est obtenu quelles que soient les valeurs de $\frac{v_o}{V}$ et de l'angle α .

Ainsi, en faisant l'hypothèse que $\frac{v_o}{V}$ est le même pour un même angle α quelle que soit la longueur j du sous-canal, on constate qu'il existe un couple unique de valeurs k_e et k_s indépendant de j . Le paramètre longueur j du sous-canal se trouve donc éliminé des termes $\frac{v_o}{V}$, k_e et k_s , et n'apparaît plus que dans la relation 12 donnant $\frac{v_s}{V}$ en fonction de $\frac{v_o}{V}$.

Ce résultat signifierait :

- d'une part qu'il y a la même proportionnalité quelle que soit la longueur du sous-canal entre les vitesses v_o et v_s d'entrée et de sortie dans le sous-canal et les projections V_e et V_s des résultantes \vec{V}_e et \vec{V}_s des vitesses dans l'écoulement principal à la frontière du sous-canal, les rapports de proportionnalité étant légèrement inférieurs à l'unité.
- d'autre part que \vec{V}_e ou sa projection V_e ne dépend pas de la largeur du secteur de gaine ; si l'on rapproche de cette constatation celle suivant laquelle f_o et \overline{m}_o dépendent assez peu du diamètre du canal, on en déduit d'une manière plus générale, que l'écoulement fluide au-dessus de la zone d'entrée du sous-canal dépend très peu des dimensions et de la forme de la totalité de l'espace compris entre les ailettes et la paroi du canal.

3° - Etude du nombre de Margoulis global \overline{m}_o

La cellule chauffante isotherme donne le nombre de Margoulis global \overline{m}_o rapporté aux conditions d'échange sur le contour interne de la gaine. Dans ces conditions, pour passer aux conditions de fonctionnement dans le sous-canal il est nécessaire d'utiliser les deux relations (3) et (10) :

$$\frac{1}{\overline{m}_o} = \frac{1}{\overline{m}_1} \frac{C_o}{C_1} + \frac{\overline{E}}{D_o} Re_o \frac{\mu C_p}{\lambda_m} \dots\dots\dots 3b$$

et

$$\overline{m}_1(z) = \frac{\eta P + \epsilon - e_b}{\epsilon} \frac{\frac{v(z)}{V} \overline{m}}{1 + (1 - a) \frac{v(z)}{V}} \frac{\eta P + \epsilon - e_b}{s'} z \overline{m} \dots\dots\dots 10b$$

\overline{m}_1 local étant relié à \overline{m}_1 moyen par la relation de définition :

$$\overline{m}_1 = \frac{1}{j} \int_0^j \overline{m}_1 dz$$

a) - Comparaison entre les différentes gaines pour un même nombre de Reynolds Re_o

La figure 12 indique les valeurs de \overline{m}_o pour $Re_o = 700\ 000$. On peut en déduire pour chaque gaine la valeur de \overline{m}_1 , au moyen de la relation (3b).

A partir de l'ensemble des relations :

- η fonction des dimensions des ailettes, de \overline{M}_0 et de Re

$$\overline{M}_0 = \beta K Re^{-n} Pr^{-m}$$

- $\frac{v_0}{V}$ donné par la relation 12

$$\overline{M}_1 = \frac{1}{j} \int_0^j \overline{M}_1 dz$$

il est possible par itérations successives de déterminer la valeur de $\frac{v_0}{V}$ correspondant à chaque valeur de \overline{M}_1 .

Nous avons supposé - les raisons ont été données plus haut - que l'on adoptait la même relation $\overline{M}_1 = \beta K Re^{-n} Pr^{-m}$ quel que soit le profil de gaine considéré.

Nous avons fait une première application numérique en adoptant une loi proposée par M. A. MIKHEYEV ⁶⁾ pour les canaux rectangulaires :

$$\overline{M}_1(z) = \left[1 + \left(\frac{D_H}{j} \right)^{0,8} \right] \times 0,021 Re(z)^{-0,2} Pr^{-0,6} \quad (16)$$

Sur la figure 14, nous

avons porté les valeurs correspondantes de $\frac{v_0}{V}$ en fonction de l'angle d'inclinaison des ailettes.

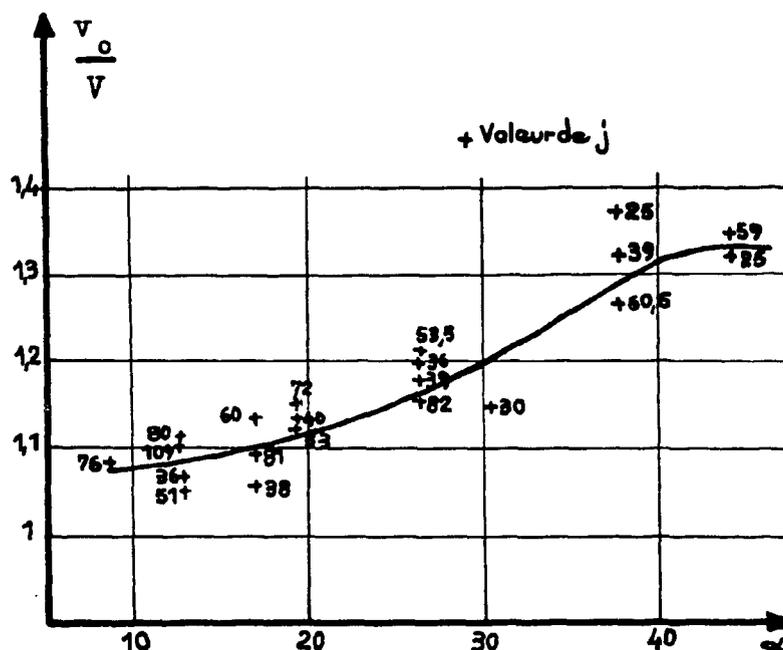
On constate que les points se groupent relativement bien pour chaque valeur de α .

Il apparaît donc ici également que $\frac{v_0}{V}$ ne dépend que très peu de la longueur j du sous-canal. Compte tenu du résultat déjà observé dans le cas du coefficient de pertes de charge, il paraît valable de considérer ici que $\frac{v_0}{V}$ ne dépend que de α ; cette loi de variation est représentée par une courbe unique passant à travers les points de la figure 14.

On peut noter que $\frac{v_0}{V}$ semble varier dans des proportions non négligeables en fonction de α . On peut également noter que les valeurs de $\frac{v_0}{V}$ calculées confirment assez bien celles obtenues avec la cellule aérodynamique plane (fig. 6)

b) - Comparaison entre les différentes gaines quand varie le nombre de Reynolds Re_0

Supposons maintenant que la relation (16) ait une portée plus générale, c'est-à-dire qu'elle traduise les variations de \overline{M}_1 en fonction de Re quand Re est non seulement fonction de



- Fig. 14 -

6) Heat Transfer and Thermodynamics Modeling, par divers auteurs, Mai 1960
Traduit du Russe par Liaison Office, Technical Information Center, MCLDT, Wright-Patterson, Air Force Base, Ohio - Mean Heat Transfer of fluid Flowing in Tubes.
p. 159/179.

z mais aussi fonction de V (ou de Re_o). Dans ces conditions à chaque valeur de Re_o correspond une valeur de $\frac{v_o}{V}$. Il apparaît alors que $\frac{v_o}{V}$ est fonction de V.

Mais la loi $\frac{v_o}{V}$ dépend de la relation (16) ($\eta(z, Re)$) choisie, or le choix de cette relation est quelque peu arbitraire. Il est alors possible qu'une relation voisine de la relation (16) conduise à obtenir des valeurs de $\frac{v_o}{V}$ indépendante de V ; ceci serait d'ailleurs assez conforme aux résultats observés au cours des mesures aérodynamiques qui montrent que les courbes de variation de vitesses en fonction de z pour différentes valeurs de V (laquelle a varié jusque dans un rapport quatre) semblent partir d'un même point origine pour $z = 0$ (fig. 6 et 10).

Nous avons donc tenté de poursuivre l'étude en ce sens : supposer $\frac{v_o}{V}$ indépendant du nombre de Reynolds Re_o de l'écoulement principal et rechercher une expression, aussi simple que possible, donnant les variations de η en fonction de Re .

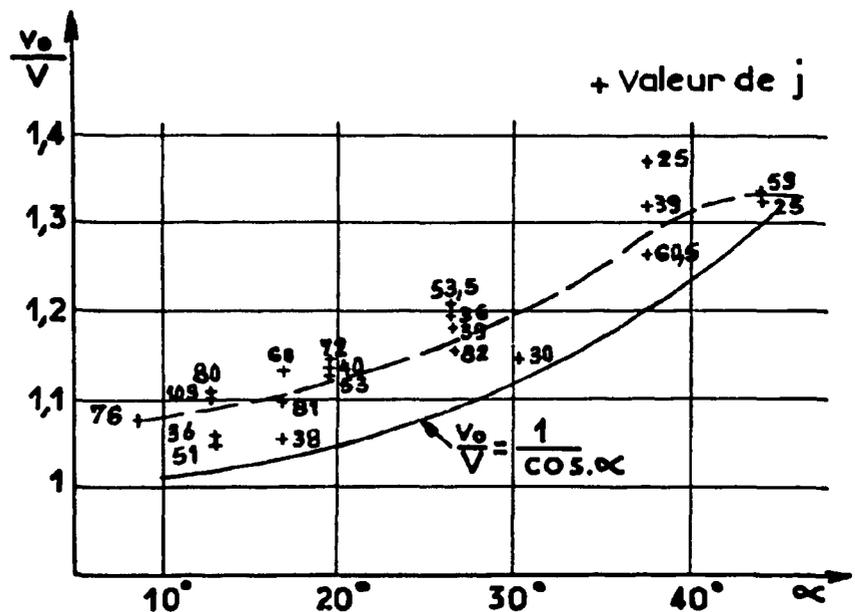
Il s'agit alors de déterminer quelle courbe $\frac{v_o}{V}(\alpha)$ adopter, commune à tous les régimes de fonctionnement.

La courbe de la figure 14 donne pour l'angle de 20° une valeur de $\frac{v_o}{V}$ à peine supérieure à la valeur obtenue expérimentalement (fig. 10) : 1,12 au lieu de 1,08 environ, ce qui situe le niveau de la courbe.

Concernant sa forme en fonction de α on peut associer au dessin de la figure 14 le raisonnement suivant : l'angle α caractérise également l'angle de l'hélice que décrit le fluide non seulement dans les sous-canaux mais aussi dans l'écoulement principal le long du canal avant d'être réintroduit à nouveau dans d'autres sous-canaux placés plus loin ; dans ces conditions il est logique de supposer qu'à même valeur de la vitesse moyenne débitante V correspond une vitesse v_o d'autant plus grande que α est grand et telle, grosso-modo, que v_o soit proportionnel à $\frac{V}{\cos \alpha}$; soit $\frac{v_o}{V} = \frac{K}{\cos \alpha}$.

Nous avons sur la figure 15 reproduit la courbe de la figure 14 et tracé la courbe $\frac{v_o}{V} = \frac{1}{\cos \alpha}$. On constate alors que, jusqu'à un angle de 40° environ, les deux courbes sont parallèles, ce qui laisse supposer que le schéma que nous venons de considérer en première approximation est conforme au phénomène réel.

Nous avons dans ces conditions adopté cette loi de variation $\frac{v_o}{V}$ en fonction de α . Etant donné de plus que K semble être voisin de 1, nous avons adopté la valeur $K = 1$.



- Fig. 15 -

Ensuite à partir de cette relation $\frac{v_o}{V} = \frac{1}{\cos \alpha}$ (17) nous avons recherché la loi $\overline{M}_o(Re)$ correspondante.

Nous sommes parvenue à une relation de la même forme que la relation (16) et qui s'écrit :

$$\overline{M}_o = 0,064 \left[1 + \left(\frac{D_H}{j} \right)^{0,8} \right] Re^{-0,3} Pr^{-0,6} \quad (18)$$

Partant alors de cette relation $\frac{v_o}{V} = \frac{1}{\cos \alpha}$ nous avons calculé le nombre de Margoulis moyen \overline{M}_o pour toutes les gaines en fonction du nombre de Reynolds Re_o . Sur la figure 16 nous avons porté pour toutes les gaines les courbes $\overline{M}_o(Re_o)$ ainsi calculées et les points expérimentaux obtenus par ailleurs.

On constate une excellente coïncidence entre courbes calculées et points expérimentaux.

Ayant ainsi trouvé un mode de représentation des phénomènes thermiques, dans quelle mesure les hypothèses qui ont été choisies - en particulier l'hypothèse $\frac{v_o}{V}$ indépendant de V - permettent-elles une bonne corrélation des résultats expérimentaux concernant les variations du coefficient de perte de charge f_o en fonction de Re_o ?

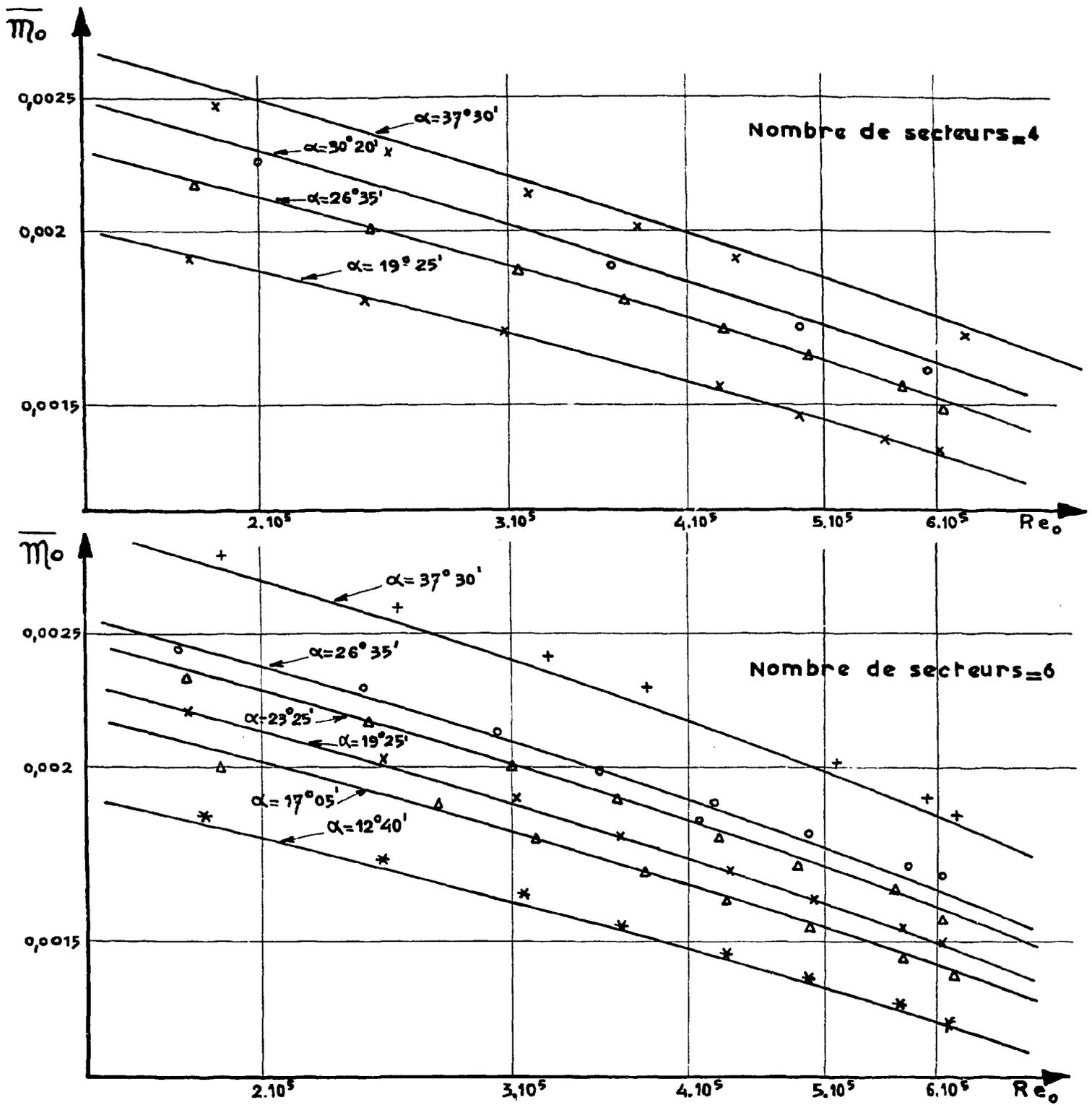
Si $\frac{v_o}{V}$ est indépendant de V , il s'ensuit, d'après la relation (15) que k_e et k_s en dépendent extrêmement peu. En effet d'une part, l'expérience a montré que f_o ne dépendait pas de V , d'autre part, le calcul montre que f_p en dépend très peu, et comme le terme $\frac{C_c}{C_o} f_p$ est petit devant f_o , il en résulte que la différence $(f_o - \frac{C_c}{C_o} f_p)$ n'en dépend pratiquement pas. Dans ces conditions, à chaque valeur de l'angle α correspond une valeur unique pour chacun des termes k_e et k_s . Sur la figure 17 sont portées les variations de k_e et de k_s en fonction de α ⁷⁾ correspondant à la relation $\frac{v_o}{V} = \frac{1}{\cos \alpha}$.

Partant alors de la relation $\frac{v_o}{V} = \frac{1}{\cos \alpha}$ et les deux courbes $k_e(\alpha)$ et $k_s(\alpha)$ correspondantes, nous avons effectué le calcul de f_o pour chacune des gaines en faisant varier le nombre de Reynolds Re_o . Sur la figure 18 sont portées quelques exemples des variations obtenues.

On constate que le coefficient de frottement f_o diminue légèrement quand Re_o croît, alors que le coefficient f_o expérimental reste constant.

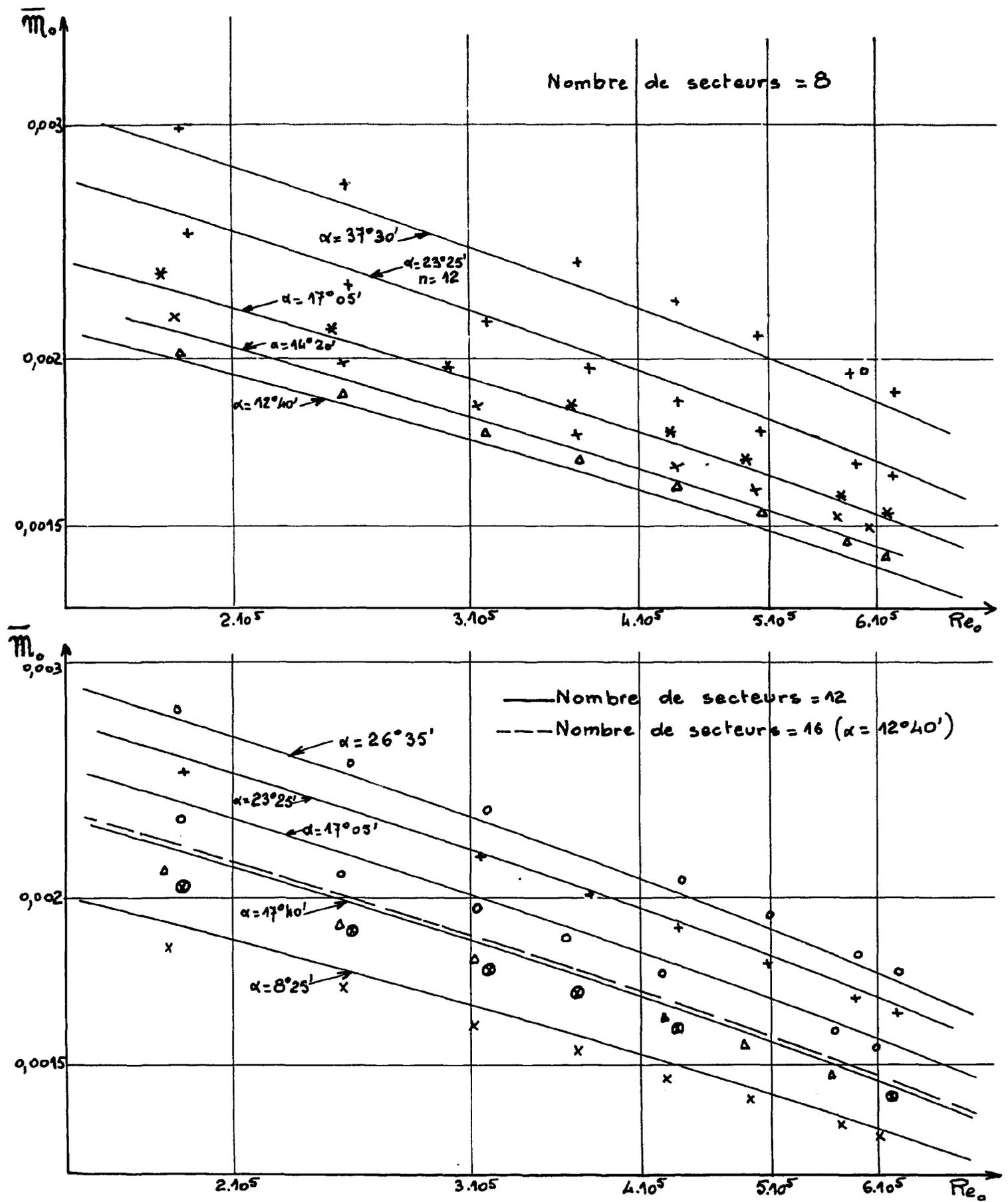
Cette variation est essentiellement imputable aux variations de $\frac{v_s}{V}$ en fonction de V (se rappeler la fig. 8). On peut cependant noter que cette variation de f_o en fonction de Re_o est relativement faible : moins de 10 p. 100 quand Re_o passe du simple au quadruple dans la plage explorée (f_o proportionnel en première approximation à $Re_o^{-0,07}$). En pratique, une telle variation peut paraître négligeable. Il n'en demeure pas moins qu'en toute rigueur il existe un léger écart entre calcul et expérience.

7) Les coordonnées des points portés sur la figure ont été obtenues par la méthode indiquée plus haut (intersection de courbes correspondant à différentes valeurs de j). Deux courbes $k_e(\alpha)$ et $k_s(\alpha)$ ont été tracées au mieux parmi ces points.

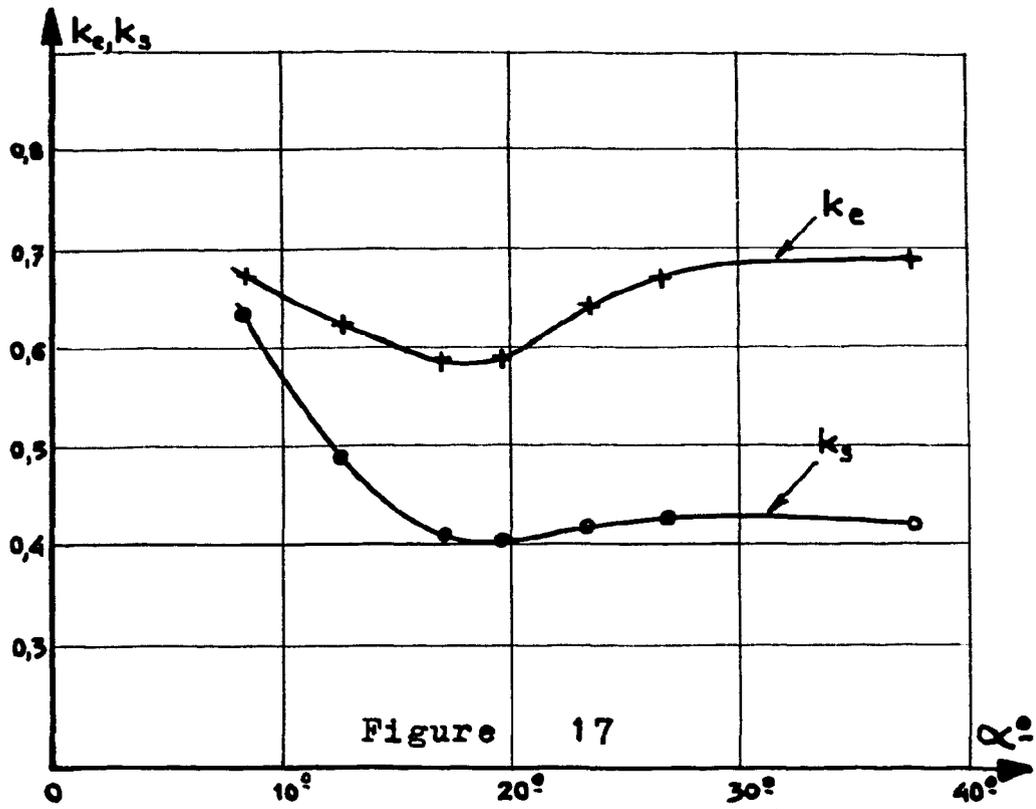


- Fig. 16 -

Courbes calculées comparées aux points expérimentaux

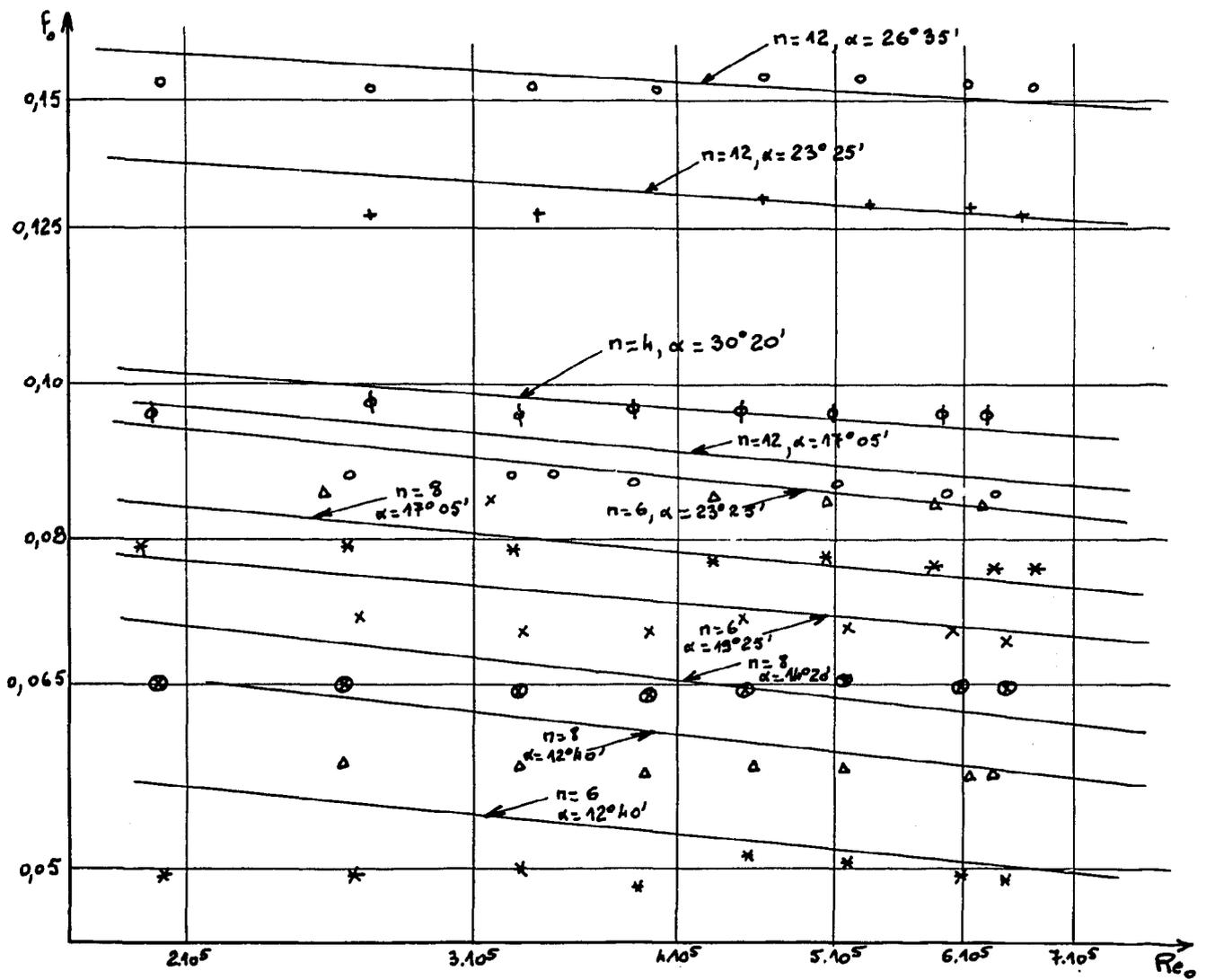


- Fig. 16 (suite) -



- Fig. 17 -

Variation de k_e et k_s en fonction de α



- Fig. 18 -

II - CONFRONTATION AVEC LES RESULTATS CONCERNANT L'ENSEMBLE DES GAINES EXPERIMENTEES.

Les relations semi-empiriques qui viennent d'être établies, soient :

$$- \frac{v_0}{V} = \frac{1}{\cos \alpha} \quad (\text{indépendant de } j \text{ et de } V)$$

- $k_e(\alpha)$ et $k_s(\alpha)$ (représentées par les courbes de la figure 17)

$$- \mathcal{M}_0 = 0,064 \left[1 + \left(\frac{D_H}{j} \right)^{0,8} \right] Re^{-0,3} Pr^{-0,6}$$

intéressent uniquement deux paramètres géométriques : l'angle d'inclinaison α et la longueur j des ailettes.

En ce qui concerne les autres paramètres géométriques c'est-à-dire ceux liés à la section droite des ailettes et des sous-canaux (hauteur, épaisseur et formes), aucune étude systématique n'a été entreprise comme il a été fait pour les paramètres α et j . Cependant dans l'ensemble des gaines expérimentées, on peut classer ces autres phénomènes en deux grandes catégories. Une première catégorie qui correspond aux profils à ailettes hélicoïdales pour lesquels les ailettes sont en général minces et plutôt courtes pour un sous-canal relativement large. Une deuxième catégorie qui correspond aux profils à ailettes planes pour lesquels, au contraire, les ailettes sont hautes par rapport à leur resserrement, leur épaisseur étant de l'ordre de grandeur de celle du sous-canal. Ainsi, les deux principaux paramètres qui interviennent dans la définition de la section droite des ailettes et des sous-canaux sont $\frac{e}{\epsilon}$ et $\frac{1}{\epsilon}$, et l étant respectivement l'épaisseur moyenne et la hauteur de l'ailette, et ϵ le pas des ailettes.

Nous avons appliqué les relations établies précédemment à l'ensemble des gaines expérimentées, en considérant le cas des ailettes hélicoïdales et celui des ailettes planes. Nous comparons les valeurs calculées aux valeurs expérimentales pour un même nombre de Reynolds, soit $Re_0 = 700\,000$, ce qui correspond à des nombres de Reynolds rapportés au sous-canal compris entre 30 000 et 60 000 suivant la gaine considérée.

Nous avons porté sur le tableau 19 les résultats de cette comparaison.

On constate une dispersion non négligeable entre valeurs expérimentales et calculées. Dans le cas des ailettes hélicoïdales, cette dispersion est comprise entre + 20 p. 100 et - 12 p. 100 pour f_0 et + 10 p. 100 et - 5 p. 100 pour \mathcal{M}_0 ⁸⁾. Dans le cas des ailettes planes, elle est comprise entre + 5 p. 100 et - 25 p. 100 pour f_0 , + 5 p. 100 et - 10 p. 100 pour \mathcal{M}_0 . Ajoutons que cette dispersion se partage à peu près également de part et d'autre des valeurs expérimentales, sauf en ce qui concerne le nombre de Margoulis des gaines à ailettes planes pour lesquelles la valeur calculée apparaît systématiquement plus élevée, mais sans pourtant jamais excéder 10 p. 100.

Le décalage systématique entre résultats expérimental et calculé concernant les profils à ailettes planes met en cause essentiellement le paramètre $\frac{e}{\epsilon}$, lequel est systématiquement plus élevé ($\frac{e}{\epsilon} \simeq 0,50$) qu'il ne l'est pour les profils à ailettes hélicoïdales ($\frac{e}{\epsilon} \simeq 0,35$).

8) Valeurs expérimentales par rapport aux valeurs calculées.

- TABLEAU XIX -

Comparaison entre les valeurs expérimentales et calculées de \mathcal{M}_o et f_o

$D_o = 40$ ou 43 mm., $\bar{E} = 2$ mm.

$85 \text{ mm} < DC < 110 \text{ mm.}$

$Re_o = 700\ 000$

- Ailettes hélicoïdales -

α	nombre de secteurs	ϵ mm	l mm	j mm	\bar{e} mm	\mathcal{M}_o calc	\mathcal{M}_o exp.	$\frac{\mathcal{M}_o \text{ calc}}{\mathcal{M}_o \text{ exp}}$	f_o calc	f_o exp.	$\frac{f_o \text{ calc}}{f_o \text{ exp.}}$
38°40'	4	2,20	7,5	59	0,74	0,01853	0,01760	1,05	0,1467	0,1800	0,82
22°	4	2,64	7,5	99	0,82	0,01318	0,01350	0,98	0,0691	0,0825	0,84
15°	4	2,76	7,5	143	1,05	0,01120	0,01220	0,92	0,0493	0,0566	0,88
38°40'	6	2,20	7,5	38	0,83	0,0194	0,0194	1,00	0,1856	0,2090	0,89
27°30'	6	2,50	7,5	51	1,33	0,01276	0,0140	0,91	0,079	0,0736	1,07
27°30'	6	2,50	7,5	51	1,17	0,01311	0,01490	0,88	0,0867	0,0790	1,06
22°	6	2,64	7,5	64	0,87	0,01302	0,0145	0,90	0,0863	0,1080	0,80
28°	6	2,0	7	52	1,12	0,01680	0,01590	1,05	0,0998	0,1090	0,92
27°30'	6	1,52	6	50	0,50	0,01862	0,01830	1,02	0,1153	0,1080	1,07
22°	8	2,64	7,5	46	0,79	0,01402	0,01560	0,90	0,1064	0,1340	0,80

- Ailettes planes -

20°	6	2	9	77	0,99	0,01940	0,0203	0,96	0,0862	0,0970	0,89
15°	8	2	9	73	0,93	0,0190	0,0184	1,03	0,0818	0,0770	1,06
20°	8	2	9	56	0,97	0,02153	0,01960	1,10	0,1053	0,085	1,23
20°	8	2	8	56	0,97	0,020	0,0190	1,05	0,0934	0,074	1,26
20°	8	2	8,9	53	0,97	0,01997	0,01960	1,02	0,1042	0,1000	1,04
27°	6	2,2	9	51	1,12	0,02128	0,01970	1,08	0,1185	0,093	1,27
27°	6	2,2	9	51	1,05	0,02038	0,01820	1,11	0,1128	0,0925	1,21
27°	6	2,2	7,93	51	1,13	0,01911	0,01720	1,11	0,099	0,0875	1,13
27°	6	2,2	6,9	51	1,18	0,01760	0,01550	1,13	0,0854	0,0675	1,26

Il apparaît par contre que les variations du paramètre $\frac{1}{\epsilon}$ sont bien représentées par la formulation. Ainsi, dans la deuxième partie du tableau 19, on constate que pour des variations de $\frac{1}{\epsilon}$ allant de 3 à 5, les variations relatives f_0 et $\overline{\pi}_0$ expérimentales et calculées sont tout à fait du même ordre.

Les variations des autres paramètres, en particulier les paramètres de forme d'ailettes (ailettes trapézoïdales ou rectangulaires) semblent également être correctement représentées par la formulation.

Dans ces conditions, il reste un seul paramètre à étudier qui est le paramètre $\frac{e}{\epsilon}$ qui représente le taux d'occupation de l'ailette par rapport au sous-canal. Mis à part ce paramètre, c'est-à-dire pour des valeurs de $\frac{e}{\epsilon}$ assez voisines, il apparaît que la formulation représente bien les variations de tous les paramètres, et ceci quelles que soient les valeurs du nombre de Reynolds.

Une étude plus systématique des paramètres liés aux ailettes (autres que $\frac{e}{\epsilon}$) permettrait probablement de préciser leur rôle au sein des relations empiriques établies précédemment. Mais il n'est pas sûr que l'on puisse gagner sensiblement sur la dispersion observée plus haut, car d'autres paramètres commencent alors à faire sentir leur influence ; c'est le cas par exemple des paramètres géométriques liés à la forme des extrémités des sous-canaux au niveau des plans de symétrie de la gaine. On peut rappeler à titre d'exemple - résultat donné dans le rapport CEA n° 2470 - qu'une même gaine expérimentée en modifiant les paramètres d'extrémités, telles que la forme des rainures, la présence de centreurs en entrée, en sortie etc ... fournit des valeurs de f_0 et de $\overline{\pi}_0$ qui s'étalent dans une plage de l'ordre de ± 10 p. 100 pour f_0 et de ± 5 p. 100 pour $\overline{\pi}_0$, ce qui représente une dispersion qui n'est guère inférieure à la moitié de celle constatée plus haut. On pourrait également citer le paramètre diamètre de canal qui, lorsqu'il varie dans une plage relativement grande, conduit lui aussi à une dispersion du même ordre.

On conçoit donc qu'il arrive un moment où il devient illusoire d'espérer une très grande précision dans la validité d'un tel type de formulation.

Dans ces conditions il apparaît qu'au stade actuel la formulation que nous avons établie fournit avec une approximation convenable les caractéristiques aérothermiques f_0 et $\overline{\pi}_0$ des gaines dans la plage explorée, cette plage rappelons le, étant la suivante :

$8^\circ < \alpha < 40^\circ$, $17 < \frac{j}{b} < 75$, $3 < \frac{1}{b} < 10$ - $5\ 000 < Re < 100\ 000$ et ceci pour $\frac{e}{\epsilon}$ compris entre 0,35 et 0,50 à condition de ne pas comparer les différentes valeurs de $\frac{e}{\epsilon}$ entre elles.

III - CONCLUSIONS SUR LA VALIDITE DE LA FORMULATION OBTENUE

La confrontation entre relations théoriques et résultats expérimentaux nous a conduit à établir une formulation générale pour l'ensemble des gaines expérimentées dont les paramètres géométriques ont varié dans de larges proportions. On peut ainsi calculer le coefficient de perte de charge f_0 et le nombre de Margoulis moyen $\overline{\pi}_0$ connaissant d'une part le profil des ailettes, d'autre part le débit et les propriétés physiques du gaz.

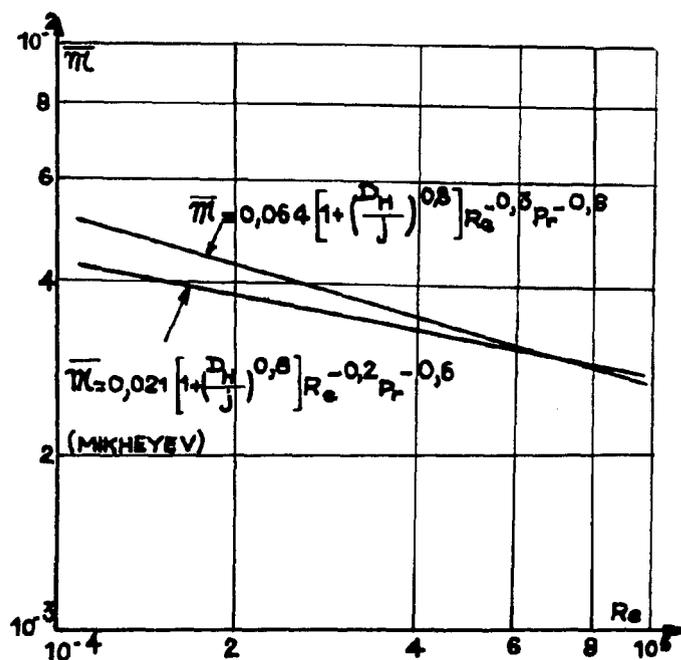
Cette formulation se présente sous la forme d'un ensemble de relations à caractère théorique (établies au chapitre II), certains des termes la constituant se présentant sous forme de relations semi-empiriques ou empiriques.

L'écriture des relations semi-empiriques apparaît sous une forme relativement simple. Les relations théoriques traduisent correctement les phénomènes réels malgré certaines simplifications dans les hypothèses que les résultats expérimentaux ont justifiées. En effet l'ensemble des relations ainsi obtenues permet de retrouver avec précision, et ceci quel que soit le nombre de Reynolds, les performances aérothermiques d'un ensemble de gaines dont les paramètres fondamentaux, l'angle d'inclinaison et la longueur des ailettes, ont varié dans de très larges proportions. Ce résultat a pu être obtenu grâce essentiellement à deux éléments favorables.

a) - Au cours de l'étude du coefficient de pertes de charge f_o , il est apparu qu'en faisant l'hypothèse suivant laquelle $\frac{v_o}{V}$ ne dépendait pas de la longueur j de l'ailette à l'angle d'inclinaison α donné, on trouvait un couple unique de valeurs pour k_e et k_s , communes à l'ensemble des gaines de même angle α (fig. 13) ; la validité de cette hypothèse est confirmée par les résultats thermiques (fig. 14).

b) - En cherchant à faire coïncider en tout point les relations $\overline{\eta}_o(Re_o)$ calculées et expérimentales, on a mis en lumière une correspondance entre les relations $\overline{\eta}_o(Re, \alpha)$ et $\frac{v_o}{V}(Re, \alpha)$.

Il est apparu qu'on pouvait séparer les variables Re et α , la relation $\overline{\eta}_o(Re)$ de forme très simple (relation 18) correspondant à $\frac{v_o(\alpha)}{V}$ indépendant de V . C'est là un résultat très séduisant, à condition cependant que les relations $\overline{\eta}_o(Re)$ et $\frac{v_o(\alpha)}{V}$ traduisent d'assez près la réalité physique. La relation 18 donne des valeurs de $\overline{\eta}_o$ qui, pour des variations importantes de Re , sont voisines de celles données par les relations classiques (relations de COLBURN, MIKHEYEV etc ...) correspondant à des écoulements permanents en régimes aérodynamiques et thermiques établis, comme cela semble être le cas en première approximation dans les sous-canaux des gaines étudiées ici ; cependant l'exposant de Re paraît un peu élevé (figure ci-contre).



L'indépendance de $\frac{v_o}{V}$ vis à vis de Re_o , ne paraît pas en toute rigueur correspondre à l'exacte réalité ; ceci apparaît en particulier dans l'étude de f_o en fonction de Re_o , où le coefficient de frottement f_o expérimental est pratiquement constant alors que le coefficient calculé décroît légèrement quand Re_o croît ; pour obtenir f_o calculé constant, il faudrait supposer que $\frac{v_o}{V}$ croisse légèrement en fonction de Re_o .

On constate donc qu'il serait probablement plus conforme à la réalité de supposer $\frac{v_o}{V}$ légèrement croissant en fonction de V relation qui pourrait être établie à partir de la loi expérimentale $f_o(Re_o)$ mais ceci aurait pour conséquence de donner une relation $\overline{\eta}_o(Re)$ dans laquelle la

valeur absolue de l'exposant de Re serait encore plus élevée, ce que, jusqu'à présent, l'expérience n'a pu montrer. Donc au stade actuel, il reste quelques points à éclaircir pour se rapprocher d'une représentation encore plus physique des phénomènes. De toute façon, la recherche d'une telle amélioration paraît secondaire dans la mesure où la méthode simple que nous avons adoptée représente avec une approximation très convenable les phénomènes aérodynamiques et thermiques.

La confrontation de la formulation aux résultats obtenus sur l'ensemble des gaines expérimentées permet de constater une dispersion relativement faible entre points expérimentaux et points calculés, sauf en ce qui concerne le taux d'occupation de l'ailette par rapport au sous-canal $\left(\frac{e}{\epsilon}\right)$, paramètre pour lequel une étude complémentaire paraît nécessaire.

Dans ces conditions, mis à part, le paramètre $\frac{e}{\epsilon}$, le type de formulation obtenu autorise, par son caractère physique, à lui accorder une validité qui déborde le domaine exploré par l'expérience.

C'est pourquoi, dans un dernier chapitre, on applique la formulation à une étude systématique de tous les paramètres pour apprécier leur influence sur les performances aérothermiques globales des gaines.

CHAPITRE IV

ETUDE PARAMETRIQUE DES CARACTERISTIQUES AEROTHERMIQUES DE SURFACES MUNIES D'AILETTES EN CHEVRON

La formulation qui vient d'être établie a une portée générale qui, par exemple, sort du cadre particulier de l'application à des gaines de réacteurs ; c'est pour cette raison d'ailleurs que dans le titre nous avons choisi le terme de "surface" plutôt que celui de "gaine".

Pour rester dans ce cadre général nous ne parlerons pas, par la suite, ni de diamètre D_0 d'uranium, ni de l'épaisseur \bar{E} de gaine. Dans ces conditions nous remplacerons le paramètre \overline{M}_0 par le paramètre \overline{M}_1 défini avec les conditions en base d'ailettes. Les paramètres D_0 et \bar{E} , donc aussi \overline{M}_0 ne réapparaîtront qu'éventuellement au moment d'une application à un cas concret donné.

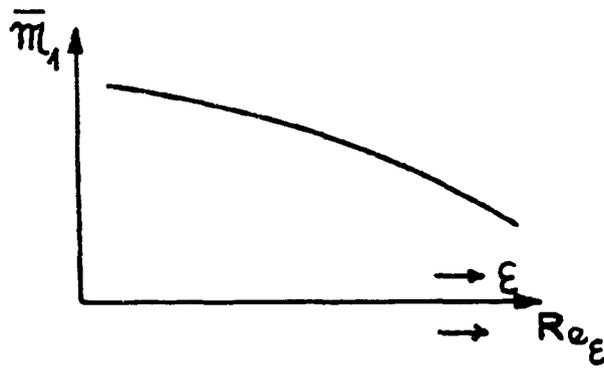
Nous retrouvons alors les paramètres principaux suivants :

- α angle d'inclinaison des ailettes
- ϵ pas des ailettes
- e épaisseur moyenne des ailettes
- l hauteur des ailettes
- j longueur des ailettes (ou des sous-canaux)

Etant donné que des profils homothétiques donnent les mêmes caractéristiques aérodynamiques f^* et \overline{M}_1 pour une même valeur du nombre de Reynolds quand celui-ci est défini avec l'une des dimensions ci-dessus, il est possible de raisonner en dimensions réduites en rapportant ces grandeurs à l'une d'entre elles.

Nous avons choisi comme grandeur de référence le pas ϵ des ailettes, car ce paramètre a une signification pratique ; en effet, il se relie assez bien à un critère de limitation technologique donné : ainsi, plus les ailettes sont serrées plus elles sont fragiles et difficiles à usiner.

Dans le cas particulier d'une application à un réacteur, on connaît en général D_0 et l'ordre de grandeur du nombre de Reynolds Re_0 . Si on définit alors un nombre de Reynolds $Re_\epsilon = \frac{\rho V \epsilon}{\mu}$, il devient simple de passer des résultats de la présente étude paramétrique $f^*(Re_\epsilon)$ et $\overline{M}_1(Re_\epsilon)$ aux conditions d'application au réacteur $f_0(Re_0)$ et $\overline{M}_0(Re_0)$. Il suffit alors de paramétrer l'axe des abscisses de la courbe $\overline{M}_1(Re_\epsilon)$ par exemple, en valeur de ϵ à partir de la relation $Re_\epsilon = \frac{Re_0}{D_0} \epsilon$ et on lit ainsi directement la valeur de \overline{M}_1 , correspondant à un resserrement des ailettes donné.



I - REPRESENTATION GRAPHIQUE

Les principaux paramètres variables sont les suivants : α , $\frac{e}{\epsilon}$, $\frac{1}{\epsilon}$, $\frac{j}{\epsilon}$ et Re_ϵ . Il y en a d'autres dont l'influence peut être négligée et pour lesquels nous avons arbitrairement fixé une valeur. Ce sont : le rapport $\frac{D_c}{D_o}$ et la section s de passage du gaz, laquelle est caractérisée essentiellement par l'écart $D_c - D_o$. Nous nous sommes fixés les valeurs $\frac{D_c}{D_o} = 2,5$ et $\frac{D_c - D_o}{\epsilon} = 60$, valeurs de l'ordre de grandeur de celles rencontrées dans les essais.

Dans l'étude des 5 paramètres principaux nous utiliserons le mode de représentation suivant :

Nous utiliserons des diagrammes où f^* et \bar{m}_1 figurent respectivement en abscisse et en ordonnée. Chaque diagramme représentera pour une valeur donnée de $\frac{e}{\epsilon}$ et de Re_ϵ un réseau de courbes correspondant aux variations de $\frac{1}{\epsilon}$, de $\frac{j}{\epsilon}$ et de α .

Nous raisonnons à $\frac{e}{\epsilon}$ donné parce que, comme il a été déjà dit plus haut, il n'apparaît pas certain que la formulation rende compte avec suffisamment d'exactitude des variations de ce paramètre. Nous ne considérerons que deux valeurs de ce paramètre, $\frac{e}{\epsilon} = 0,35$ et $0,50$, valeurs qui couvrent le domaine exploré par l'expérience.

Par contre nous ferons varier dans de très larges proportions les 4 autres paramètres. Chacun d'eux couvrira le domaine suivant :

$$\alpha = 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ$$

$$\frac{1}{\epsilon} = 2, 3, 5, 8$$

$$\frac{j}{\epsilon} = 10, 20, 35, 60, 85$$

$$Re_\epsilon = 20\ 000 \text{ et } 80\ 000$$

soient : pour $\frac{e}{\epsilon} = 0,35$, $Re = 13\ 000$ et $52\ 000$

et pour $\frac{e}{\epsilon} = 0,50$, $Re = 10\ 000$ et $40\ 000$

II - RESULTATS D'UNE ETUDE SYSTEMATIQUE DES PARAMETRES GEOMETRIQUES

Sur les figures 20 et 21 sont représentés quatre faisceaux de courbes. Chaque faisceau correspond à une valeur de $\frac{e}{\epsilon}$ et de Re_{ϵ} donnée. Chacun d'eux se subdivisent en trois faisceaux correspondant chacun à une valeur de α . Chaque courbe correspond à une valeur de la hauteur d'ailette $\frac{1}{\epsilon}$ donnée. Sur chacune des courbes figurent 5 points correspondant à 5 valeurs de la longueur de l'ailette, soient, de la droite vers la gauche, $\frac{j}{\epsilon} = 10, 20, 35, 60, 85$.

a) - On constate que la plage couverte par le coefficient de perte de charge va de 0,03 à 0,3, soit un facteur de 10 entre les deux extrêmes. Le nombre de Margoulis est fonction très sensiblement du nombre de Reynolds.

b) - Les figures 20 et 21 diffèrent assez peu l'une de l'autre dans leur allure générale : les faisceaux ont sensiblement les mêmes pentes, les courbes se distribuent à peu près de la même manière les unes par rapport aux autres. Ce résultat ne doit pas nous surprendre puisque nous l'avions déjà constaté au vu des résultats expérimentaux : conclusions assez semblables pour les gaines à ailettes hélicoïdales et les gaines à ailettes planes, lesquelles ne différaient entre elles essentiellement que par la valeur de $\frac{e}{\epsilon}$ (rapports CEA n° 2469 et 2470).

Nous nous contenterons par conséquent de raisonner sur l'une des deux figures, par exemple la figure 20 correspondant à $\frac{e}{\epsilon} = 0,35$, puisque c'est pour cette valeur de $\frac{e}{\epsilon}$ qu'ont été déterminées les valeurs numériques des facteurs entrant dans la formulation.

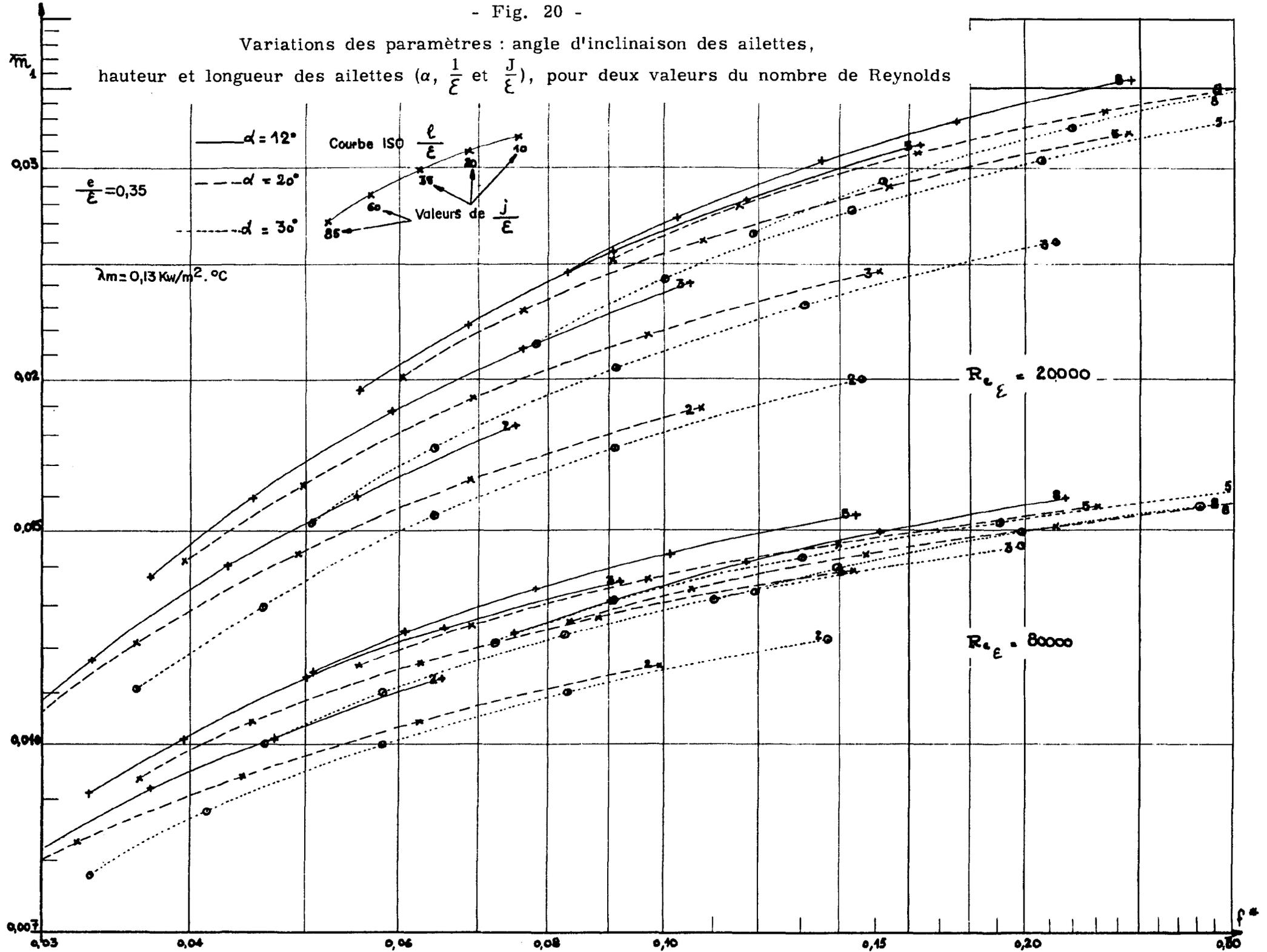
c) - La valeur du nombre de Reynolds a assez peu d'influence sur la pente du faisceau de courbes. Par contre, elle modifie légèrement la distribution des courbes les unes par rapport aux autres.

C'est ainsi qu'il apparaît que, quel que soit l'angle d'inclinaison des ailettes, les faibles valeurs de Re_{ϵ} avantagent les grandes hauteurs d'ailette, et les fortes valeurs avantagent au contraire les petites. Ce résultat ne surprend pas dans la mesure où l'on sait que c'est l'efficacité des ailettes qui est en cause. Cependant sur ces figures on a la possibilité d'estimer l'ordre de grandeur de cette influence. Pour $Re_{\epsilon} = 20\ 000$, l'optimum se situe pour $\frac{1}{\epsilon}$ compris entre 5 et 8 ; pour $Re_{\epsilon} = 80\ 000$, il se situe autour de 3. L'optimum se déplace donc rapidement. Cependant on peut noter que si par erreur on se place loin de cet optimum, les conséquences ne peuvent pas être fâcheuses : ainsi, si on adopte $\frac{1}{\epsilon} = 8$, alors que l'optimum est autour de $\frac{1}{\epsilon} = 3$, on ne perd jamais guère que 5 à 10 p. 100 maximum sur le coefficient d'échange.

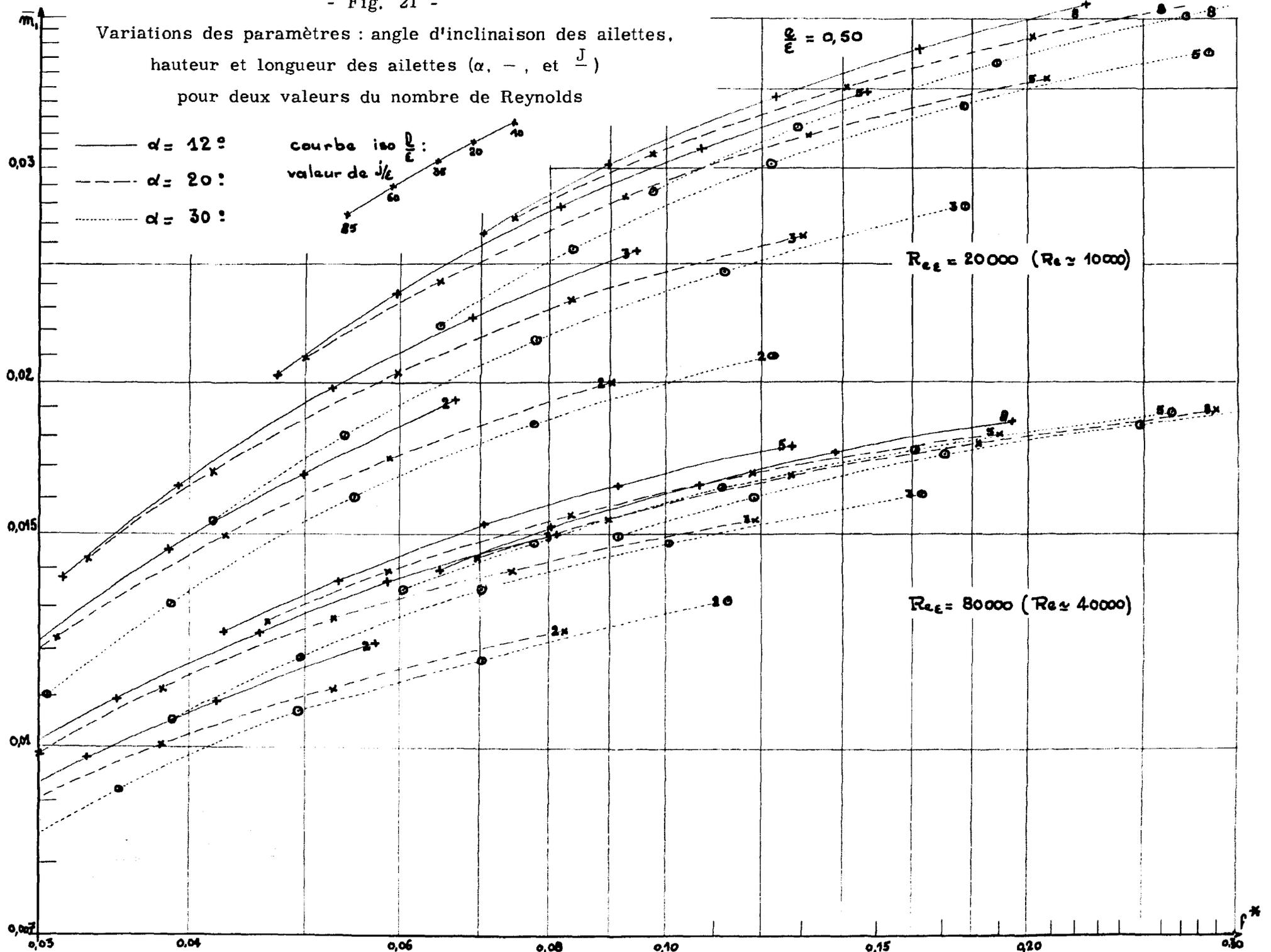
Les courbes représentant les variations du paramètre longueur des ailettes $\frac{j}{\epsilon}$ sont toutes incurvées vers le bas. Il est en effet assez logique de penser que les valeurs de \overline{M}_1 correspondant à de grandes longueurs de sous-canaux doivent diminuer très rapidement quand cette longueur dépasse une certaine limite, par le fait que le paramètre "échauffement le long du sous-canal" ($r = \frac{\tau - \theta}{t_1 - \theta}$) possède alors une influence prépondérante.

d) - Si l'on revient maintenant à l'ensemble des courbes d'un même faisceau, il paraît assez remarquable de constater que toutes ces courbes sont extrêmement voisines les unes des autres. Pourtant il n'y a pas de raison a priori pour que ces variations de l'angle d'inclinaison des ailettes, de la longueur des ailettes et de leur hauteur se traduisent par des courbes pratiquement

- Fig. 20 -



- Fig. 21 -



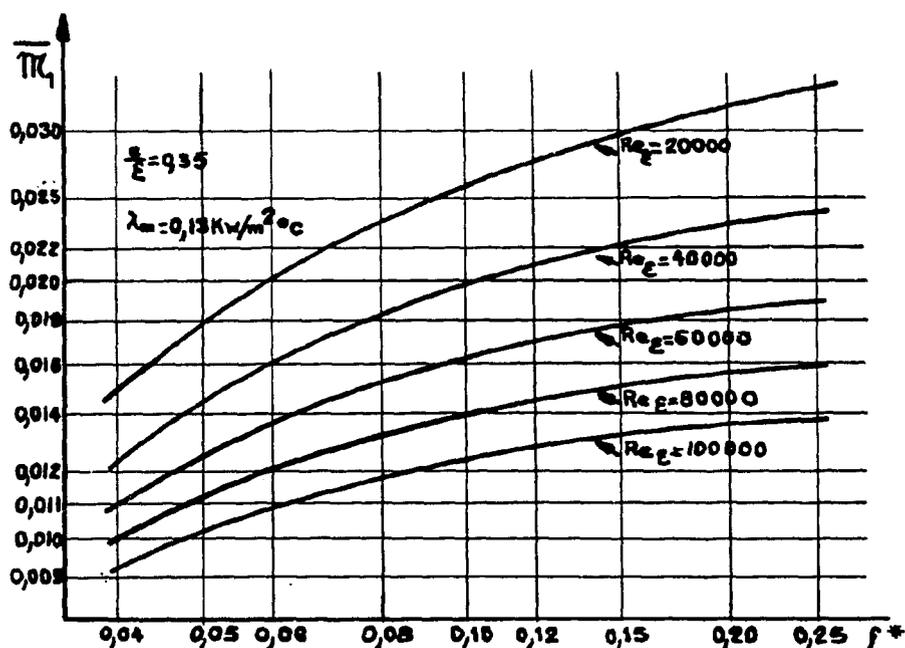
confondues. En effet ces trois paramètres ont une influence prépondérante sur trois paramètres physiques différents : α sur la vitesse v dans le sous-canal donc sur le coefficient d'échange local, j sur l'échauffement r le long du sous-canal, et l sur l'efficacité d'ailette η ; or v , r et η sont des paramètres indépendants. Il semble donc qu'il y ait là une coïncidence purement fortuite.

Cependant, si l'on regarde les figures de plus près, il semble, en raisonnant à même valeur du coefficient de perte de charge f^* , que l'on doive de préférence choisir des profils dont l'angle α soit faible, les ailettes relativement hautes et de faible longueur, plutôt que des profils dont l'angle soit grand, les ailettes de faible hauteur mais plus longues. Mais cela ne constitue qu'une tendance.

e) - Dans la mesure où l'on s'intéresse aux dispositions d'ailettes ayant les caractéristiques aérothermiques les meilleures (valeur maximum de $\overline{\pi}_1$ pour une valeur de f^* donnée), on est conduit à ne considérer que les points représentatifs situés sur la frontière supérieure de chacune des zones correspondant à chaque valeur de Re_ϵ .

Dans ces conditions on doit pouvoir se contenter de tracer des courbes enveloppes supérieures de chaque zone que l'on paramètre en valeur de Re , chaque diagramme correspondant à une valeur de $\frac{e}{\epsilon}$ et de λ_m donnée. Un exemple est donné sur la figure 22.

De tels réseaux de courbes peuvent être avantageusement utilisés dans des calculs d'optimisation pour lesquels l'emploi du formalisme lui-même pourrait apparaître trop lourd. C'est seulement ensuite, ayant déterminé par cette méthode les valeurs de $\overline{\pi}_1$ et de f^* souhaitées, que l'on utilise le formalisme pour rechercher quelle peut être la disposition des ailettes correspondantes. En réalité, on s'aperçoit comme il a été noté plus haut, qu'à chaque couple de valeurs de $\overline{\pi}_1$ et de f^* correspondent plusieurs profils d'ailettes possibles.



- Fig. 22 -

f) - Dans ces conditions, ce sont probablement d'autres critères (singularités thermiques, difficultés de fabrication, limitation technologiques etc ...), qui permettent d'effectuer un choix.

Nous avons vu plus haut que le paramètre "resserrement des ailettes" pouvait être le plus important. Cependant les autres paramètres peuvent également jouer un rôle : c'est ainsi par exemple que les facilités de fabrication peuvent dépendre de l'angle d'inclinaison des ailettes ; ou encore, pour prendre un autre exemple, la tenue des ailettes soumises à un effort aérodynamique,

dépend de leur hauteur.

Ces différents critères technologiques intéressent en fait des groupements de paramètres, ce qui signifie qu'il existe des relations entre ces paramètres.

C'est pourquoi, le choix d'un profil optimum consiste non seulement à rechercher la disposition des ailettes qui donne le meilleur coefficient d'échange pour un coefficient de pertes de charge donné, mais aussi à combiner à cette recherche les relations définissant les conditions technologiques les meilleures.

Ce problème est certainement plus important ici qu'il ne l'est pour d'autres types de disposition d'ailettes comme des dispositions d'ailettes longitudinales ou à ailettes transversales, pour lesquelles l'obtention de meilleures caractéristiques thermiques ne va pas nécessairement dans le sens d'une fragilisation du profil aileté. Or ici nous avons vu que l'on pouvait obtenir un gain sensible sur le coefficient d'échange, pour un coefficient de perte de charge donné, en augmentant en particulier le resserrement des ailettes.

Par conséquent l'étude des profils d'ailettes en chevron ne peut être en fait une étude purement thermique. Elle doit être une étude thermo-technologique.

CONCLUSION GENERALE

L'ensemble des études aérothermiques relatives aux surfaces munies d'ailettes disposées en chevron figure dans trois rapports. Deux d'entre eux constituent une synthèse des résultats expérimentaux de caractère essentiellement descriptif (rapports CEA n° 2469 et 2470) ; le troisième -le présent rapport- présente une étude plus générale : à partir de l'observation détaillée des phénomènes aérodynamiques et thermiques, il a été possible d'établir une formulation permettant de calculer les caractéristiques aérothermiques globales d'un profil donné (coefficient de perte de charge et nombre de Margoulis moyen) en fonction de ces caractéristiques géométriques et des caractéristiques physiques du gaz dans des conditions d'écoulement données (vitesse moyenne débitante ou nombre de Reynolds global donné).

1° - Le premier chapitre résume l'état des études expérimentales. Le nombre de paramètres définissant une surface munie d'ailettes en chevron est élevé et les phénomènes aérodynamiques autour des ailettes, très complexes ; c'est pourquoi à l'aide de l'expérience on a cherché à préciser la façon d'aborder l'étude théorique des phénomènes dans le sens, surtout, d'une simplification des hypothèses de base. Ainsi il est apparu que l'étude pouvait se limiter aux valeurs moyennes des coefficients d'échange thermique, indépendamment des problèmes de singularités dans la répartition des coefficients d'échange locaux, ce problème pouvant être traité à part. D'autre part, l'étude expérimentale des paramètres géométriques montre que certains d'entre eux ont une influence secondaire, que l'on peut même négliger de prime abord dans l'étude théorique ; ce sont : le diamètre du canal, les paramètres de courbure d'un bord à l'autre du secteur en base et en sommet d'ailette, les paramètres de forme au raccordement entre deux secteurs adjacents.

2° - Précédant le problème théorique exposé au cours du deuxième chapitre, les résultats d'une étude expérimentale sur cellule à grande échelle sert de base à la schématisation de l'écoulement dans le sous-canal. A la lumière de ces essais et de ceux rapportés dans le premier chapitre on est conduit aux relations suivantes :

- équation de conduction dans la gaine

$$\frac{1}{\eta_{b_0}} = \frac{1}{\eta_{b_1}} \frac{C_0}{C_1} + \frac{\bar{E}}{D_0} Re_0 \frac{\mu C_p}{\lambda_m} \quad (3 b)$$

- équation de convection dans les sous-canaux

$$\mathcal{M}_1(z) = \frac{\frac{\eta P + \varepsilon - e_b}{\varepsilon} \frac{v(z)}{V} \mathcal{M}}{1 + (1 - a \frac{v(z)}{V}) \frac{\eta P + \varepsilon - e_b}{s'}} z \mathcal{M}_b \quad (10 b)$$

avec a égal au rapport de la section des sous canaux à la section droite totale du canal.

Le nombre de Margoulis local $\mathcal{M}_1(z)$ est relié au nombre de Margoulis moyen $\overline{\mathcal{M}}_1$ par la relation :

$$\overline{\mathcal{M}}_1 = \frac{1}{j} \int_0^j \mathcal{M}_1 dz$$

- équation du frottement

$$f^* = \frac{2s'}{\varepsilon j} \left[k_e \left(\frac{v_o}{V} \right)^2 - k_s \left(\frac{v_s}{V} \right)^2 \right] + \frac{C_c}{j \sin \alpha} f_p \quad (15 b)$$

La définition de f_o utilisée dans les deux rapports expérimentaux est reliée à celle-ci par :

$$f_o = f^* \frac{n_j \sin \alpha}{C_o} \frac{s}{S}$$

La vitesse v_s à la sortie du sous-canal est calculée à l'aide de l'équation :

$$\frac{v(z)}{V} = \sqrt{\frac{f_o}{f} \frac{C_o}{\mathcal{P}} \frac{s'}{s} \cos \alpha \left[1 - \exp \left(-z \frac{\mathcal{P}_f}{s'} \right) \right] + \left(\frac{v_o}{V} \right)^2 \exp \left(-z \frac{\mathcal{P}_f}{s'} \right)} \quad (12)$$

avec $\frac{v_s}{V} = \frac{v(j)}{V}$

3° - Les relations fondées sur des bases théoriques sont à compléter par des relations empiriques ou semi-empiriques permettant d'obtenir \mathcal{M} , k_e , k_s et $\frac{v_o}{V}$.

Le troisième chapitre est consacré à l'exploitation de ces relations par confrontation avec l'ensemble des résultats aérothermiques expérimentaux. Le nombre important de gaines essayées offre une grande diversité dans la valeur des paramètres géométriques.

Le nombre de cas de figures expérimentées est compris entre deux cents et trois cents. Les essais ont été effectués dans une cellule où le chauffage des gaines était obtenu par circulation interne d'eau chaude. Il est apparu que ce procédé simple et rapide (pas de barreau chauffant ni de thermocouple sur gaine) donnait des valeurs moyennes de coefficient d'échange en parfait accord avec celles obtenues par chauffage à flux constant.

Cette confrontation a été réalisée dans un premier temps avec les résultats obtenus sur une série de 25 gaines ayant toutes en commun un même profil d'ailette ; seuls ont varié l'angle d'inclinaison et la longueur des ailettes, ces deux paramètres apparaissant a priori comme étant les plus caractéristiques de ce genre de disposition d'ailette. On a pu ainsi déterminer numériquement, de façon empirique, les différents coefficients figurant dans les relations théoriques établies auparavant. Nous sommes alors parvenus aux résultats suivants :

- les termes $\frac{v_o}{V}$, k_e et k_s , ne dépendent que de l'angle d'inclinaison des ailettes ; ils ne

dépendent pas en particulier de la longueur du sous-canal.

- $\frac{v_0}{V}$ peut se mettre sous une forme analytique conforme à une représentation simple de l'écoulement : $\frac{v_0}{V} = \frac{1}{\cos \alpha}$.

- k_e et k_s s'expriment de façon empirique en fonction de α au moyen de deux courbes représentées sur la figure 17.

- $\overline{\eta}$ s'exprime en fonction du nombre de Reynolds par la relation :

$$\overline{\eta} = 0,064 \left[1 + \left(\frac{D_H}{j} \right)^{0,8} \right] Re^{-0,3} Pr^{-0,6}$$

cette relation ayant une grande parenté dans sa forme avec une relation donnée par MIKHEYEV, valable dans des conduits rectilignes à paroi lisse, tenant compte de la longueur d'établissement de régime.

L'ensemble des trois relations établies au chapitre II et des relations empiriques ci-dessus, constitue une formulation de forme semi-empirique pour des profils semblables à ceux des 25 gaines étudiées.

Dans un deuxième temps, cette formulation a été appliquée à l'ensemble de toutes les gaines expérimentées pour lesquelles diffèrent également les dimensions et la forme des ailettes. On constate alors une légère dispersion entre points expérimentaux et points calculés (tableau 19). Il semble en particulier qu'il y ait un paramètre dont l'influence réelle ne paraît pas tout à fait conforme à celle attendue par l'application de la formulation ; ce paramètre est le rapport $\frac{e}{\epsilon}$ de l'épaisseur moyenne des ailettes à leur pas ϵ .

Nous considérons cependant que cette formulation représente correctement, quelle que soit la valeur du nombre de Reynolds les variations de tous les autres paramètres géométriques : l'angle α d'inclinaison des ailettes, la hauteur et la longueur des ailettes rapportées au pas ϵ ($\frac{1}{\epsilon}$ et $\frac{j}{\epsilon}$).

4° - A partir des relations théoriques et empiriques, une étude des caractéristiques aérothermiques de gaines en fonction de tous les paramètres géométriques et du nombre de Reynolds fait l'objet du dernier chapitre. Les graphiques des figures 20 et 21 rassemblent les résultats de ce calcul.

On y constate, en particulier, le résultat remarquable suivant. Dans une zone très étendue, correspondant à une variation du coefficient de perte de charge de 0,03 à 0,3, les variations des paramètres, hauteur et longueur d'ailette, et angle d'inclinaison, sont représentées par des courbes extrêmement voisines les unes des autres (ce phénomène apparaissant comme purement fortuit). Il s'ensuit qu'on ne peut guère parler d'une disposition des ailettes optimum, mais d'une multitude de dispositions optimum possibles, représentées par les courbes de la figure 22. Dans la pratique entrent alors en ligne de compte des critères de limitation technologiques qui doivent permettre de faire un choix parmi ces différentes dispositions possibles.

NOTATION

$a = \frac{Ns'}{s}$	Rapport de la section droite des sous-canaux à la section droite de passage du fluide.
b	Largeur du sous-canal.
$c_o - c$	Différence entre les concentrations de naphthalène à la paroi et dans le fluide.
C_o (ou πD_o)	Contour interne de la gaine.
C_1	Contour externe de la gaine mesuré en base d'ailette.
C_c	Périmètre des parois lisses (canal + centreurs) dans la section droite d'un secteur.
C_p	Chaleur spécifique du fluide à pression constante.
D_c	Diamètre du canal.
D_o	Diamètre du contour interne de la gaine.
$D_H = \frac{4s'}{\phi}$	Diamètre hydraulique du sous-canal.
$\mathcal{D}_v = \frac{h_M}{v}$	Coefficient de transfert de masse (sans dimension) rapporté à la vitesse du fluide dans le sous-canal.
$\mathcal{D}_V = \frac{h_M}{V}$	Coefficient de transfert de masse (sans dimension) rapporté à la vitesse du fluide dans le canal.
e	Epaisseur moyenne des ailettes.
e_p	Epaisseur à la pointe de l'ailette.
e_b	Epaisseur à la base de l'ailette.
\bar{E}	Epaisseur moyenne de la gaine.
f	Coefficient de frottement sur la paroi des ailettes.

- $f_o = \frac{\Delta p}{p_d} \frac{s}{L C_o}$ Coefficient de frottement de la gaine rapporté au contour interne C_o .
- $f^* = \frac{\Delta p}{p_d} \frac{S}{L n j \sin \alpha}$ Coefficient de frottement de la gaine rapporté au périmètre $j \sin \alpha$ d'un secteur.
- f_p Coefficient de frottement sur la paroi du canal et des centreurs.
- f_r Coefficient de perte de charge dû aux tourbillons en extrémité des ailettes.
- f_c Facteur de singularité circonférenciel.
- f_l Facteur de singularité longitudinal.
- h Coefficient d'échange thermique moyen sur le pourtour des ailettes.
- $h_o = \frac{\psi_o}{t_o - \theta}$ Coefficient d'échange thermique rapporté au contour interne de la gaine.
- $h_l = \frac{\psi_l}{t_l - \theta}$ Coefficient d'échange thermique rapporté au contour externe de la gaine, en base d'ailette.
- $h_{l\tau} = \frac{\psi_l}{t_l - \tau}$ Coefficient d'échange thermique rapporté au contour en base d'ailette et à la température τ .
- $h_M = \frac{\psi_M}{c_o - c}$ Coefficient de transfert de masse dans le sous-canal.
- j Longueur du sous-canal (ou des ailettes).
- $k_e = \int_{\Sigma e/s'} k_e' k_e'' d(\sigma/s')$ Coefficient affecté à la quantité de mouvement entrant dans le sous-canal (relation 14).
- $k_s = \int_{\Sigma s/s'} k_s' k_s'' d(\sigma/s')$ Coefficient affecté à la quantité de mouvement sortant du sous-canal (relation 14).
- l Hauteur d'ailette.
- L Longueur du canal.
- $\pi\pi_o = \frac{h_o}{\rho v C_p}$ Nombre de Margoulis rapporté au contour C_o de la gaine.
- $\pi\pi = \frac{h}{\rho v C_p}$ Nombre de Margoulis du sous-canal.
- $\overline{\pi\pi}_o$ Nombre de Margoulis moyen sur le contour C_o .
- $\pi\pi_l = \frac{h_l}{\rho v C_p}$ Nombre de Margoulis rapporté au contour C_l en base d'ailette.
- $\overline{\pi\pi}_l$ Nombre de Margoulis moyen sur le contour C_l .

n	Nombre de secteurs.
N	Nombre d'ailettes sur une section droite de la gaine.
p	Pression statique du fluide.
$p_d = \frac{1}{2} \rho v^2$	Pression dynamique du fluide.
P	Périmètre d'une section droite d'ailette.
\mathcal{P}	Périmètre d'une section droite de sous-canal.
$Pr = \frac{\mu C_p}{\lambda}$	Nombre de Prandtl du fluide.
$r = \frac{\tau - \theta}{t_1 - \theta}$	Echauffement relatif du gaz dans le sous-canal.
$Re = \frac{\rho v D_H}{\mu}$	Nombre de Reynolds dans le sous-canal.
$Re_\epsilon = \frac{\rho v \epsilon}{\mu}$	Nombre de Reynolds dans le canal rapporté au pas entre ailettes.
$Re_o = \frac{\rho v D_o}{\mu}$	Nombre de Reynolds dans le canal rapporté au diamètre interne D_o de la gaine.
s	Section de passage du gaz entre la gaine et le canal (y compris la section des sous-canaux).
s'	Section droite du sous-canal.
$S = s - Ns'$	Section droite du passage du gaz entre le sommet des ailettes et le canal (non compris les sous-canaux).
t	Température de paroi.
t_o	Température sur le contour interne C_o de la gaine.
t_1	Température sur le contour externe C_1 de la gaine.
v	Vitesse moyenne à l'abscisse z du sous-canal.
v_o	Vitesse moyenne à l'abscisse z = 0 (entrée) du sous-canal.
v_s	Vitesse moyenne à l'abscisse z = j (sortie) du sous-canal.
V	Vitesse moyenne débitante dans une section droite du canal.
\vec{V}	Vecteur vitesse sur la frontière du sous-canal.
y	Cote suivant la hauteur de l'ailette comptée à partir de sa base.
z	Abscisse le long du sous-canal comptée à partir de l'entrée de celui-ci.
Z	Abscisse comptée le long du canal suivant son axe.

Lettres Grecques

α	Angle d'inclinaison des ailettes par rapport à l'axe du canal.
$\Delta p/L$	Chute linéique de la pression statique le long du canal.
ϵ	Distance à mi-hauteur de l'ailette ($y = \frac{1}{2}$) entre les plans de symétrie de deux ailettes consécutives.
ϵ_b	Distance à la base des ailettes ($y = 0$) entre les plans de symétrie de deux ailettes consécutives.
η	Efficacité d'ailette.
θ	Température moyenne du gaz dans une section droite du canal.
θ_e	Température moyenne du gaz dans la section droite du canal à l'abscisse de l'entrée du sous-canal.
λ	Conductibilité thermique du fluide.
λ_m	Conductibilité thermique de la gaine.
μ	Viscosité dynamique du fluide.
ρ	Masse volumique du gaz.
Σ	Surface frontière entre le sous-canal et le canal.
Σ_e	Domaine de Σ à travers lequel le fluide pénètre dans le sous-canal.
Σ_s	Domaine de Σ à travers lequel le fluide sort du sous-canal.
τ	Température moyenne du fluide dans le sous-canal en l'abscisse z .
τ_e	Température moyenne du fluide à l'entrée du sous-canal ($z = 0$).
φ_0	Densité de flux de chaleur à travers le contour intérieur C_0 de la gaine.
φ_1	Densité de flux de chaleur à travers le contour externe C_1 en base d'ailette.
φ_M	Densité de flux de matière sublimée à la surface de l'ailette.
ϕ/L	Puissance linéique de chaleur dégagée par une cartouche.

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION

CHAPITRE I - PRINCIPAUX RESULTATS OBSERVES AU COURS DE L'ETUDE
EXPERIMENTALE DES GAINES A AILETTES EN CHEVRONS

- I - RAPPEL DES DEFINITIONS
- II - COEFFICIENT D'ECHANGE MOYEN ET SINGULARITES
THERMIQUES
- III - PREMIERE CLASSIFICATION DES PARAMETRES
GEOMETRIQUES

CHAPITRE II - RELATIONS THEORIQUES ENTRE PARAMETRES GEOMETRIQUES
ET PARAMETRES PHYSIQUES

- I - ETUDES EXPERIMENTALES
 - 1° - Cellule expérimentale
 - a) - Description de la cellule
 - b) - Méthode de mesure
 - 2° - Résultats aérodynamiques
 - 3° - Résultats thermiques
 - 4° - Conclusions
- II - ETUDE THEORIQUE
 - 1° - Conduction dans l'épaisseur
 - a) - Chauffage à densité de flux constante
 - b) - Chauffage isotherme
 - 2° - Convection entre les ailettes
 - a) - Notation
 - b) - Nombre de Margoulis M_1 en base d'aillettes
 - c) - Nombre de Margoulis M_2 sur la paroi des ailettes
 - d) - Efficacité η de l'aillette

- e) - Calcul de l'intégrale I (z)
- f) - Vitesse v (z) dans le sous canal
- 3° - Coefficient de frottement d'une gaine à ailettes en chevrons
- 4° - Conclusion

CHAPITRE III - CONFRONTATION DES RELATIONS THEORIQUES ET DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

REMARQUES PRELIMINAIRES

I - CONFRONTATION DES RELATIONS THEORIQUES ET DES RESULTATS EXPERIMENTAUX D'UNE SERIE DE 25 GAINES

- 1° - Paramètres géométriques
- 2° - Etude du coefficient de pertes de charge f_0
 - a) - Remarques au sujet de l'influence de α et de j sur $\frac{v_0}{V}$, k_e et k_s
- 3° - Etude du nombre de Margoulis global π_{ζ_0}
 - a) - Comparaison entre les différentes gaines pour un même nombre de Reynolds Re_0
 - b) - Comparaison entre les différentes gaines quand varie le nombre de Reynolds Re_0

II - CONFRONTATION AVEC LES RESULTATS CONCERNANT L'ENSEMBLE DES GAINES EXPERIMENTEES

III - CONCLUSIONS SUR LA VALIDITE DE LA FORMULATION OBTENUE

CHAPITRE IV - ETUDE PARAMETRIQUE DES CARACTERISTIQUES AEROTHERMIQUES DE SURFACES MUNIES D'AILETTES EN CHEVRONS

I - REPRESENTATION GRAPHIQUE

II - RESULTATS D'UNE ETUDE SYSTEMATIQUE DES PARAMETRES GEOMETRIQUES

CONCLUSION GENERALE

NOTATION

TABLE DES MATIERES

Manuscrit reçu le 3 mai 1965

FIN