

7/96
ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

Département de Génie Mécanique

Projet de Fin d'Etudes

المدرسة الوطنية المتعددة التخصصات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

en vue de l'obtention du diplôme d'Ingénieur d'Etat
en Génie Mécanique

Thème:

ETUDE ENERGETIQUE COMPARATIVE
DES PERFORMANCES DES
TURBOREACTEURS AU POINT FIXE ET
EN HORS ADAPTATION



Proposé par:
B. BENKOUSSAS

Dirigé par:
B. BENKOUSSAS

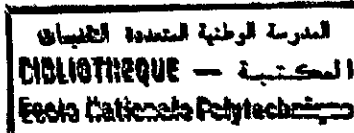
Etudié par:
CHENITI Sakhria

Juin 1996

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

Département de Génie Mécanique

Projet de Fin d'Etudes



en vue de l'obtention du diplôme d'Ingénieur d'Etat
en Génie Mécanique

Thème:

ETUDE ENERGETIQUE COMPARATIVE DES PERFORMANCES DES TURBOREACTEURS AU POINT FIXE ET EN HORS ADAPTATION



Proposé par:
B. BENKOUSSAS

Dirigé par:
B. BENKOUSSAS

Etudié par:
CHENITI Sakhria

Juin 1996

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
المكتبة — BIBLIOTHEQUE
Ecole Nationale Polytechnique

بِسْمِ اللَّهِ الرَّحْمَنِ الرَّحِيمِ

Dedicaces



Je dédie ce modeste travail :

- *aux êtres les plus chers au monde qui sont mes parents*
 - *à mes frères et soeurs*
 - *à toute ma famille*
 - *à la promotion de 5^{ème} année Génie mécanique*
- et à tous mes amis qui m'ont soutenu tout au long de mon étude.*

Remerciements

En premier lieu, je tiens à exprimer mes vifs remerciements à mon promoteur *M B Benkoussas* pour l'aide et les conseils qu'il m'a donné et grâce aux quels j'ai pu mener à bien ce travail.

Je tiens à remercier également :

- Les bibliothécaires de l'*ENP* et précisément *Krimo* et sans oublier ceux de l'Université de Blida.
- Tous mes amis qui m'ont aidé et précisément *Mouncef, Sara, Boumediene* et *Faïza*.

Je tiens à remercier particulièrement, ma soeur *Naoual* et mon oncle *Rachid* qui ont eu la gentillesse de m'aider dans la confection de ce mémoire, et sans oublier ma cousine *Fatiha*.

Et en dernier lieu, je remercie tous ceux qui ont contribué à ce modeste travail.

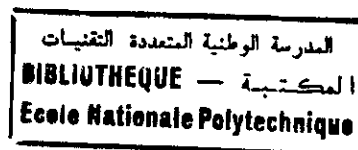
يعالج هذا البحث موضوع مقارنة كفاءات المحركات النفاثة، وذلك في مرحلتي التشغيل العادي وغير المكيف. وهذا من خلال تصميم برنامج معلوماتي يمكننا من حساب هذه الكفاءات في كلتا المرحلتين.

Résumé :

Ce travail consiste à faire une étude comparative des performances de turbo réacteurs en un point de fonctionnement nominal et en régime hors adaptation. Et ce en élaborant un programme qui permet de calculer ces performances.

Abstract :

This work consists into make a comparatif survey of the performances of reactors in a point of nominal working and in regime out adaptation. And so by formulating a program who allows to calculate these performances.



Symboles et Notations

Introduction générale

Chapitre I.

Caractéristiques des Composants d'un Turboréacteur

Introduction	3
I. Champs de Compresseurs-Champs de Turbine	4
I.1. Analyse Dimensionnelle	4
I.2. Paramètre Réduits	8
I.2.1 Poussée Réduite	9
I.2.2 Puissance Réduite	10
I.2.3 Consommation spécifique réduite	10
II. Caractéristiques de la Tuyère	11
II.1. Débit de la Tuyère	11
II.2. Fonctionnement de la Tuyère	12

Chapitre II.

Etude de Différents Types de Turboréacteurs.

I. Le Réacteur Monocorps - Monoflux	15
I.1. Description	15
I.2. Hypothèses Utilisées.....	15
I.3. Fonctionnement du Moteur	16
I.3.1. Nombre de paramètres Indépendants	16
I.3.2. Ligne de fonctionnement	17
I.4. Effet de variation de géométrie	19
I.4.1. Influence d'une variation de section de tuyère sur la ligne de fonctionnement	19
I.4.2. Influence d'une variation de section de distributeur	21



1.5. Influence des Conditions Ambiantes	22
1.5.1. Influence de la pression	22
1.5.2. Influence de la température extérieure	23
1.5.3. Influence du nombre de Mach de vol	24
1.6. Influence du champ de compression	25
II. Le réacteur à double flux séparés	26
II.1. Définition	26
II.2. Paramètre de fonctionnement	27
II.3. Avantage du double flux	29
II.4. Effet de variation de géométrie	30
II.4.1. Influence d'une variation de la tuyère primaire	30
II.4.2. Influence d'une variation de tuyère secondaire	31
II.4.3. Influence d'une variation de section de distributeur HP	31
II.4.4. Influence d'une variation de section de distributeur turbine BP...32	
III. Le réacteur à double flux mélangés	33
III.1. Définition	33
III.2. Avantages d'un mélangeur	34
III.3. Paramètres de fonctionnement	34
III.4. Influence d'une variation de géométrie	35
III.5. Influence d'une perte de charge dans le flux secondaire	36
III.6. La Réchauffe	37

Chapitre III.

Calcul des Performances des Différents Réacteurs

I. Calcul de cycle et performances au point fixe au sol	40
I.A. Monocorps-monoflux sec	40
I.B. Monocorps-monoflux sec	44
I.C. Double flux séparés à fan arrière	45
I.D. Double flux mélangés	48
II. Calcul des performances en Hors-adaptation	53
II.1. Méthode 1	53
II.2. Méthode 2	62
III. Organigramme Détaillé.....	64

Chapitre IV.

Résultats et Interprétations



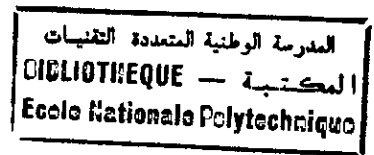
I. Types de moteurs et données	84
I.1. Réacteur monocorps-monoflux	85
I.2. Réacteur monocorps-monoflux avec PC	85
I.3. Réacteur double flux séparés	85
I.4. Réacteur double flux mélangés	86
II. Interprétation des résultats	87
II.1. Performances au point nominal	87
II.2. Performances en hors adaptation	87
Conclusion Générale	95
Annexes	96
Références Bibliographiques	102

SYMBOLES ET NOTATIONS :

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
المكتبة — BIBLIOTHEQUE
Ecole Nationale Polytechnique

T	:	température totale
t	:	température statique
P	:	pression totale
p	:	pression statique
C_p	:	capacité calorifique à pression constante dans le compresseur
C_p'	:	capacité calorifique à pression constante dans la turbine
D	:	débit massique
\mathcal{D}	:	débit réduit
d_c	:	débit de carburant injecté
d_{pc}	:	débit de carburant dans le canal de réchauffe
α	:	richesse en carburant
α_{pc}	:	richesse en carburant de réchauffe
V_0	:	vitesse de vol
V_{10}	:	vitesse d'éjection
ε	:	perte de charge
ε_{pc}	:	perte de charge dans le canal de réchauffe
η_c	:	rendement polytropique de compression
η_b, η_d	:	rendement polytropique de détente

η_{comb}	:	rendement polytropique de la chambre de combustion
η_{cf}	:	rendement polytropique du fan
η_{tf}	:	rendement polytropique de la turbine BP
P_{ceff}	:	pouvoir calorifique effectif
λ	:	taux de dilution
Π_c	:	taux de compression
Π_d	:	taux de détente
t_0	:	température ambiante
p_0	:	pression ambiante
Z_0	:	altitude
T_5	:	température de combustion
T_{pc}	:	température de réchauffe
T_M	:	température du mélange des flux
γ	:	constante des gaz
r	:	constante molaire des gaz parfaits
M_0	:	nombre de Mach de vol
M_{10}	:	nombre de Mach d'éjection
N	:	vitesse de rotation
Re	:	nombre de Reynolds
a	:	vitesse du son



المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

INTRODUCTION

INTRODUCTION

GENERALE

Le domaine de propulsion est un domaine très vaste et très complexe à tel point qu'un simple ingénieur est très loin de faire une étude très approfondie dans un tel domaine. Il ne peut que toucher les grands titres.

Notre étude consiste à étudier comparativement les performances de quatre types de turboréacteur -cités ultérieurement- en un point de fonctionnement, appelé point nominal, et en un autre régime de fonctionnement appelé "*Hors Adaptation*".

Une turbomachine se calcule et se dimensionne pour un point de fonctionnement stabilisé bien déterminé qui est le point nominal. Le calcul du cycle thermodynamique en ce point de fonctionnement conduit au dimensionnement de chaque composant de la machine qui réalisera physiquement les caractéristiques nominales retenus à ce point d'adaptation. L'étude du fonctionnement hors adaptation consiste à analyser le comportement de la machine et son cycle thermodynamique en dehors du point nominal, dans un état qui peut être obtenu soit par variation de la vitesse de rotation ou de la température entrée turbine, soit par variation des conditions d'alimentation de la turbomachine (pression et température d'entrée). On peut dire donc que le calcul hors adaptation est l'étape suivant le choix d'un cycle.

Dans des conditions très variées de nombre de Mach, d'altitude et de régime, la géométrie du moteur impose des contraintes qui n'existaient pas au niveau de calcul du cycle initial. Nous nous proposons dans le *Chapitre II* de présenter quatre types de turboréacteurs et de déterminer l'importance de la géométrie sur le fonctionnement du moteur, sur le nombre de paramètres indépendants fixant ce fonctionnement ainsi que sur sa réaction à un changement de conditions de vol ou de géométrie.

Dans le *Chapitre III*, nous nous permettons de rassembler toutes les équations nécessaires au calcul du cycle et performances des quatres types de turboréacteurs au point nominal et en hors adaptation et de traduire ces équations en un organigramme de calcul bien détaillé.

Finalement, dans le *Chapitre IV* nous donnerons les valeurs des différents paramètres utilisés dans le calcul des performances. Les résultats seront présentées sous forme de courbes avec leurs interprétations.

CHAPITRE I

Caractéristiques des Composants d'un Turboréacteur

CHAPITRE I
CARACTERISTIQUES DES COMPOSANTS D'UN TURBOREACTEUR

Un turboréacteur peut être considéré comme un assemblage d'éléments tels que:

- Compresseurs
- Chambres de combustion
- Turbines
- Tuyères

Chacun de ses éléments, une fois dimensionné, a ses caractéristiques propres qui définissent ses performances dans toutes ses conditions de fonctionnements.

Les différents plans d'un réacteur pur dans le sens longitudinal sont numérotés comme suit:

- 0** Infini amont
- 1** Entrée de la manche d'entrée d'air
- 2** Entrée de compresseur
- 4** Sortie compresseur
- 5** Sortie chambre de combustion
- 7** Sortie turbine
- 10** Sortie tuyère

I. Champs de compresseur - Champs de turbine :

I.1 Analyse dimensionnelle :

D'une façon générale, le fonctionnement d'un compresseur ou d'une turbine fait intervenir plusieurs variables définissant:

- *Le fluide véhiculé* : Dans le cas où celui-ci peut être assimilé à un gaz parfait, ces paramètres sont les chaleurs massiques C_p et C_v à pression et volume constants ainsi que la viscosité dynamique μ .
- *L'état initial du fluide* : Par exemple la pression P_1 et la masse volumique ρ_1 du fluide à l'entrée de la machine.
- *L'état final* : La pression P_2 ou la variation d'enthalpie Δh .
- *La géométrie de la machine* : Elle est représentée simplement par une grandeur caractéristique comme un rayon r de grille d'aube.
- *La cinématique* : Définie par une vitesse angulaire ω ou une vitesse tangentielle U à un rayon de référence.
- *L'échange entre le fluide et la machine* : Cet échange est caractérisé par le débit masse D de fluide et sa variation d'enthalpie.

Les dimensions des neuf variables qui interviennent sont les suivantes :

$$[C_p] = [C_v] = L^2 T^{-2} \theta^{-1}$$

$$[m] = M L^{-1} T^{-1}$$

$$[\rho_1] = M L^{-3}$$

$$[P_1] = [P_2] = M L^{-1} T^{-2}$$

$$[r] = L$$

$$[\omega] = T^{-1}$$

$$[D] = M T^{-1}$$

Le débit masse peut s'exprimer par :

$$D = f(C_p, C_v, \mu, \rho_1, P_1, P_2, r, \omega) \quad (1-1)$$

En paramètres adimensionnels, on peut écrire:

$$\frac{D}{\mu r} = f\left(\gamma, \frac{\rho_1 r^2 \omega}{\mu}, \frac{P_1}{\mu \omega}, \frac{P_2}{\mu \omega}\right) \quad (1-2)$$

Le nombre de variables est passé de 9 à 5.

Chacune de ces variables peut être remplacée par une combinaison avec les autres, ce qui permet par exemple de remplacer :

$$\frac{P_1}{\mu \omega} \text{ par } \frac{\rho_1 r^2 \omega / \mu}{\gamma P_1 / \mu \omega} = \frac{r^2 \omega^2}{\gamma \frac{P_1}{\rho_1}} = \left(\frac{U}{a}\right)^2$$

où a est la vitesse du son.

$$\frac{P_2}{\mu \omega} \text{ par } \frac{P_2 / \mu \omega}{P_1 / \mu \omega} = \frac{P_2}{P_1}$$

$$\frac{D}{\mu r} \text{ par } \frac{D / \mu r}{\rho_1 r^2 \omega / \mu a} \frac{U}{\rho_1 r^2 a} = \frac{D}{\rho_1 r^2 a}$$

On fait apparaître ainsi un nombre de Mach, un rapport de pression et le débit est rapporté à une section et à la vitesse du son à l'entrée de la machine

Le paramètre $\frac{\rho_1 r^2 \omega}{\mu}$ est un nombre de *Reynolds* qui traduit les effets de viscosité.

Finalement:

$$\frac{D}{\rho_1 r^2 a} = f\left(\gamma, Re, \frac{U}{a}, \frac{P_2}{P_1}\right) \quad (1-3)$$

Si on considère une machine déterminée (r fixé), traversée par un gaz donné (γ et R fixés) dans certaines conditions de viscosité (Re fixé), il est possible d'écrire:

$$\frac{D}{\frac{P_1}{t_1} \sqrt{t_1}} = f\left(\frac{U}{\sqrt{t_1}}, \frac{P_2}{P_1}\right) \quad (1-4)$$

1.2 Paramètres réduits :

Dans la pratique on utilise les valeurs totales des températures et pressions et on fait apparaître les paramètres réduits :

$$\mathcal{D} = \frac{D \sqrt{T_1}}{P_1}, \quad \frac{N}{\sqrt{T_1}} \quad \text{et} \quad \frac{P_2}{P_1}$$

N étant la vitesse de rotation en *tours/min*. Ces paramètres ne sont plus adimensionnels.

Les points de fonctionnement d'un compresseur seul se représentent sur un diagramme appelé champ compresseur.

Un champ de compresseur ou de turbine est la représentation de relations telles que:

$$\frac{P_2}{P_1} = f\left(\frac{D\sqrt{T_1}}{P_1}, \frac{N}{\sqrt{T_1}}\right) \quad (1-5)$$

Un exemple de champ de compresseur est représenté sur la figure (1-1). Ce diagramme représente, pour chaque vitesse de rotation, l'évolution du rapport de pression en fonction du débit. Pour chaque vitesse de rotation, la caractéristique débit/pression est bornée par un débit minimal dit de décrochage (ou de pompage) et par un débit maximal dit de blocage. La courbe qui relie les points correspondant au point de décrochage de chaque vitesse est appelée la ligne de pompage du compresseur.

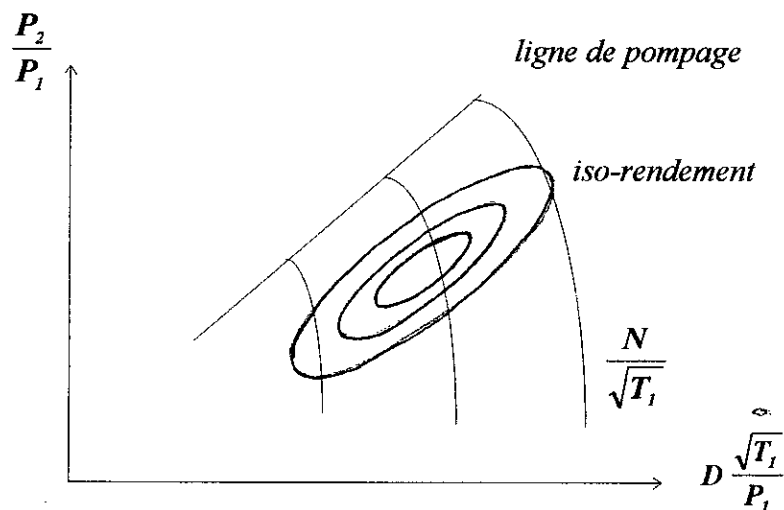


fig (1-1)- Champ de compresseur.

Ce diagramme peut s'obtenir expérimentalement en entraînant le compresseur par un moteur électrique ou une turbine à gaz à une vitesse de rotation constante et en vannant la sortie du compresseur; plus on ferme la sortie plus le débit réduit diminue alors que le taux de compression augmente; le maximum de puissance absorbée aboutira au point de pompage qui correspond à un fonctionnement pulsatoire et dangereux du compresseur.

Cette représentation du champ compresseur est variable tant qu'une variable supplémentaire n'intervient pas. Si, par exemple, la pression ambiante diminue, la viscosité devient assez influente pour entrer en ligne de compte sous la forme du nombre de Reynolds Re qui constitue alors une troisième variable réduite indépendante. Autrement dit, le diagramme ci-dessus se déforme en fonction du nombre de Reynolds. Ceci se rencontre sur les réacteurs volant haut et lentement.

L'utilisation de paramètres réduits permet de décrire les caractéristiques du compresseur ou de la turbine de façon plus condensée, indépendante des conditions de température et de pression à l'entrée du composant.

La représentation des champs de turbine est plus variée que celle des compresseurs. Le débit réduit à l'entrée, fixé par la section de distributeur, dépend très peu de la vitesse de rotation à même $\frac{P_2}{P_1}$. Le rendement par contre en dépend. Pour écarter les iso-vitesses et pouvoir tracer des iso-rendements, il faut représenter $\frac{P_2}{P_1}$, ou ce qui est équivalent $\frac{\Delta H}{T_1}$, en fonction de $\frac{N}{\sqrt{T_1}}$ et du produit $D \frac{\sqrt{T_1}}{P_1} \frac{N}{\sqrt{T_1}}$, (Fig (1-2)). ΔH est la variation d'enthalpie totale à la traversée de la turbine. Le champ de turbine est limité vers les $\frac{\Delta H}{T_1}$ élevés par la limite de puissance qui correspond à la charge maximale que peut fournir la turbine.

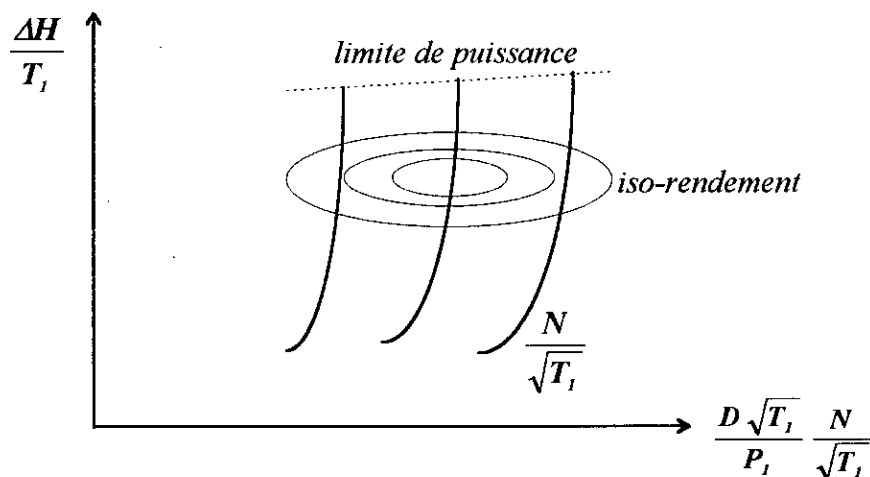


fig (1-2)- Champ de turbine.

1.2.1 Poussée réduite :

L'expressions de la poussée, en tuyère adaptée par exemple, est de la forme:

$$F = D [(1 + \alpha) V_{10} - V_0] \quad (1-6)$$

où:

$$V_{10}^2 = 2 Cp (T_{10} - t_{10}) = 2 Cp T_{10} (1 - t_{10}/T_{10}) \quad (1-7)$$

Avec : t_{10} : la température statique des gaz à l'échappement.

Le nombre de Mach de vol est noté M_0 .

T_2 et P_2 étant la température et la pression totales à l'entrée du moteur, prises comme références, on a :

$$V_0 = M_0 \sqrt{\gamma r t_0} = M_0 \sqrt{\gamma r T_2} \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_0^2\right)^{-1/2} \quad (1-8)$$

$$\frac{t_{10}}{T_{10}} = \frac{P_0}{P_{10}} = \left(\frac{P_2}{P_{10}}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \frac{1}{1 + \frac{\gamma-1}{2} M_0^2} \quad (1-9)$$

$$D = \mathcal{D}_2 \frac{P_2}{\sqrt{T_2}} \quad \text{avec} \quad \mathcal{D}_2 = \frac{D \sqrt{T_2}}{P_2} : \text{débit réduit à l'entrée du moteur}$$

D'où

$$\frac{F}{P_2} = \mathcal{D}_2 \left(1 + \frac{\gamma-1}{\gamma} M_0^2\right)^{-1/2} \sqrt{\gamma r} \left[(1 + \alpha) \sqrt{\frac{2}{\gamma-1} \frac{T_{10}}{T_2} \left(1 + \frac{\gamma-1}{2} M_0^2 - \left(\frac{P_2}{P_{10}}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}\right)} - M_0 \right] \quad (1-10)$$

pour C_p et $(1+\alpha)$ constants, on a :

$$\frac{F}{P_2} = f\left(\mathcal{D}_2, \frac{T_{10}}{T_2}, \frac{P_{10}}{P_2}, M_0\right) \quad (I-11)$$

Il représente le paramètre réduit de poussée et dépend à la fois des paramètres de cycle et du nombre de Mach de vol.

1.2.2 Puissance réduite :

La puissance s'exprime par:

$$W = D C_p (T_F - T_I) \quad (I-12)$$

T_F et T_I étant les températures avant et après prélèvement de puissance.

$$W = \frac{D\sqrt{T_2}}{P_2} C_p \left(\frac{T_F}{T_2} - \frac{T_I}{T_2}\right) \sqrt{T_2} P_2 \quad (I-13)$$

Le paramètre de puissance réduite est donc : $\frac{W}{P_2 \sqrt{T_2}}$

1.2.3 Consommation spécifique réduite :

La consommation spécifique d'un turboréacteur est donnée par :

$$C_s = \frac{3600 d_c}{F} = \frac{3600 d_c / (P_2 \sqrt{T_2})}{F / P_2} \sqrt{T_2} \quad (I-14)$$

La consommation spécifique réduite est donc représentée par $\frac{C_s}{\sqrt{T}}$.

II. Caractéristique de la tuyère :

II.1 Débit de tuyère :

Le débit masse traversant une section S avec une vitesse normale V s'écrit :

$$D = \rho S V \quad (I-15)$$

Le rapport P/p de la pression totale à la pression statique dans la section peut s'écrire :

$$\tau = \frac{P}{p} = \left(\frac{T}{t}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} = \left(1 + \frac{V^2}{2C_p t}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad (I-16)$$

Où

$$V^2 = 2C_p t \left(\tau^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1\right) \quad (I-17)$$

Soit

$$\frac{D\sqrt{T}}{PS} = \frac{1}{r} \tau^{-1/\gamma} \sqrt{2C_p \left(1 - \tau^{\frac{1-\gamma}{\gamma}}\right)} \quad (I-18)$$

Cette formule peut s'appliquer en n'importe quelle section de la tuyère. Le débit réduit $\frac{D\sqrt{T}}{P}$ est d'ailleurs constant, en écoulement isentropique, quelle que soit la section considérée.

A la sortie de la tuyère on considère, tant que le taux de détente τ reste faible, que l'écoulement est parallèle. De ce fait, la pression statique p est égale à la pression atmosphérique p_0 et :

$$\tau = \frac{P}{p_0}$$

Lorsque P augmente, à section S fixe, le débit réduit augmente jusqu'à ce que la section minimale de la tuyère devienne critique. Le nombre de Mach dans ce plan est

alors égal à 1 et, d'après le théorème d'Hugoniot, ne peut dépasser cette valeur. Le taux de détente au col reste alors constant (à γ constant) et égal à :

$$\tau = \frac{P}{P_{col}} = \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M^2\right)^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}} = \left(\frac{\gamma + 1}{2}\right)^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}} \quad (I-19)$$

Le débit réduit devient également constant et égal à :

$$\begin{aligned} \left(\frac{D\sqrt{T}}{P}\right)_c &= \frac{1}{r} \left(\frac{\gamma + 1}{2}\right)^{-\frac{1}{\gamma - 1}} \sqrt{2Cp \left(1 - \frac{2}{\gamma + 1}\right)} S_{col} \\ &= \frac{1}{r} \left(\frac{\gamma + 1}{2}\right)^{-\frac{1}{\gamma - 1}} \sqrt{\frac{2\gamma r}{\gamma - 1} \frac{\gamma - 1}{\gamma + 1}} S_{col} \\ \left(\frac{D\sqrt{T}}{P}\right)_c &= \sqrt{\frac{\gamma}{r}} \left(\frac{2}{\gamma + 1}\right)^{\frac{\gamma + 1}{2(\gamma - 1)}} S_{col} \end{aligned} \quad (I-20)$$

Il est proportionnel à S_{col} .

II.2 Fonctionnement de la tuyère :

Nous distinguons deux cas de fonctionnement de la tuyère selon que la vitesse des gaz à la fin de la détente est subsonique ou supersonique, c'est à dire selon que le taux de détente τ est inférieur ou supérieur au taux critique τ_c .

Tant que τ est inférieur au taux de détente critique (détente subcritique) son comportement est déterminé par la pression dans la section de sortie P qui est supposée égale à la pression atmosphérique p_0 . Cette hypothèse est pratiquement vérifiée si le profil de la tuyère près de la section de sortie est presque cylindrique. Dans le cas où ce profil a une convergence prononcée, la détente se poursuit dans l'atmosphère et la pression P est un peu supérieur à la pression p_0 ; dans ce cas, nous considérons que la

fin de la tuyère se trouve à l'endroit où la pression statique est égale à p_0 , la section de sortie S_s étant alors celle effectivement traversée à cette position par le flux de gaz, inférieur à la section géométrique de la tuyère (**fig (1-3)**).

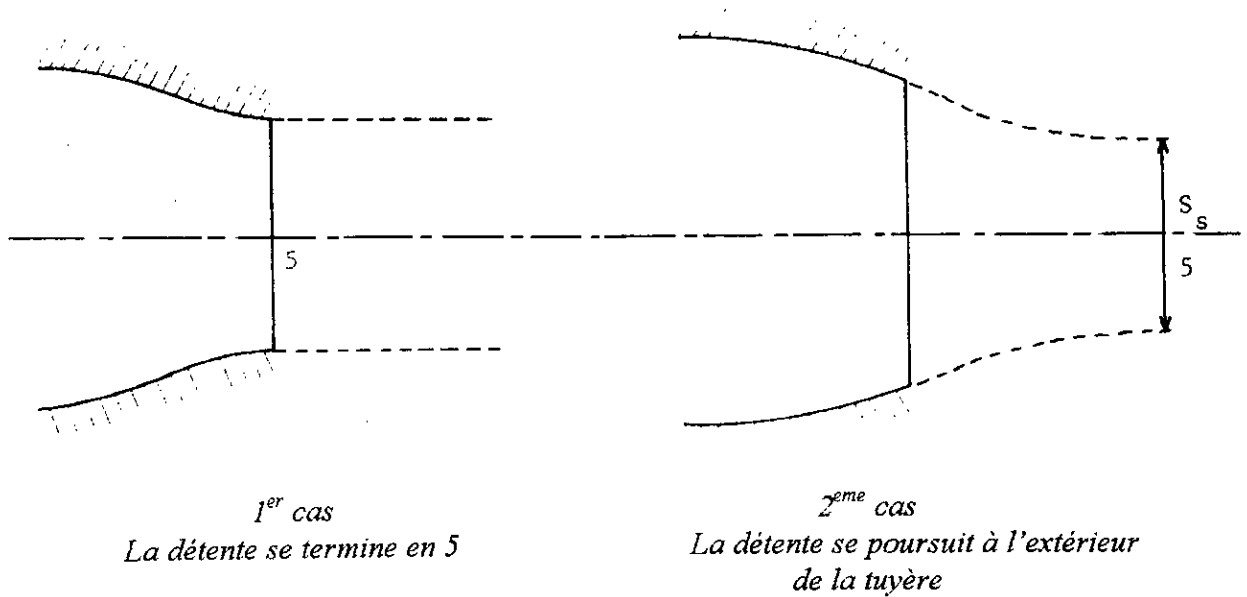


fig (1-3)- tuyère de sortie dans le cas où la détente est subcritique

Quand τ est supérieur au taux de détente critique (détente supercritique) - ce qui est le cas général des réacteurs dès le point fixe au régime de décollage et en vitesse pour des régimes inférieurs - le comportement de la tuyère est différent; à la section de sortie, on obtient la vitesse du son et la détente doit se poursuivre à l'extérieur par un système d'ondes de choc et de détente si la tuyère est purement convergente (on dit que le jet éclate) (**fig (1-4)**); si la détente est fortement supercritique, on a intérêt à la réaliser dans un divergent qui fait suite au convergent.

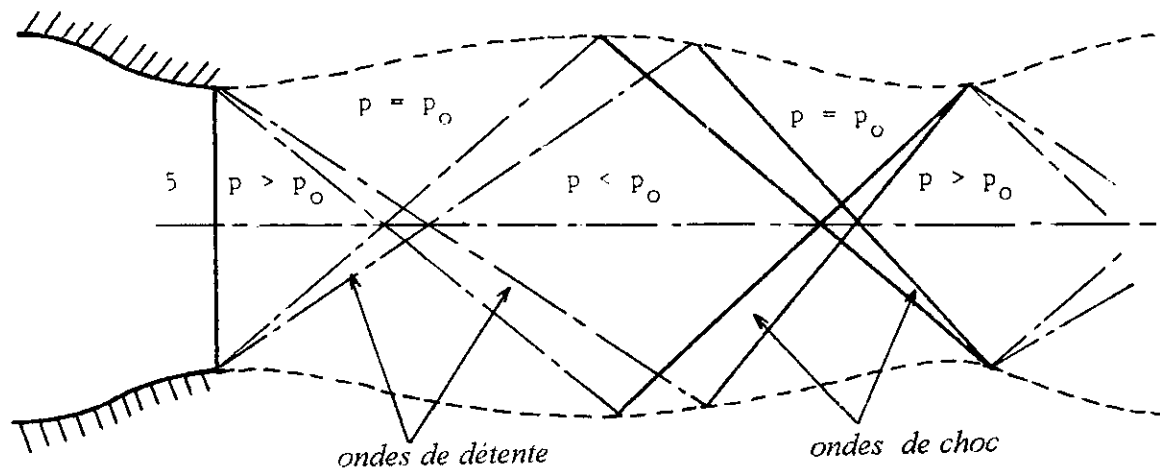


fig (I-4)- tuyère de sortie dans le cas où la détente est supercritique
(tuyère convergente)

CHAPITRE II

Etude des Différents Types de Turboréacteurs

I. Le réacteur monocorps - monoflux :

I.1 Description :

Le réacteur monocorps monoflux est constitué d'un compresseur entraîné par une turbine, et d'une chambre de combustion. Pratiquement tout le débit absorbé par le compresseur, traverse la chambre de combustion.

En réalité une faible partie de cet air peut être prélevée à la sortie du compresseur pour refroidir les disques et les turbines et être réintroduite à différents niveaux en aval de la chambre de combustion.

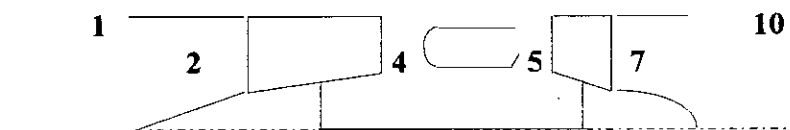


schéma (II-1)- Réacteur monocorps-monoflux -

I.2 Hypothèses utilisées :

De façon à simplifier la formulation de la description du fonctionnement du moteur, les capacités calorifiques seront constantes à la traversés du compresseur ainsi qu'à celle de la turbine.

Les rendements des composants ainsi que les pertes seront également constants quel que soit le fonctionnement considéré.

1.3 Fonctionnement du moteur :

1.3.1 Nombre de paramètre indépendants :

Le réacteur étant défini, sa géométrie est fixée et en particulier ses sections aux cols du distributeur de turbines et de tuyère.

L'hypothèse de criticité de ces deux sections (\mathcal{D}_5 constant et \mathcal{D}_{10} constant) entraîne la constance de la charge de turbine:

$$\frac{T_5 - T_7}{T_5} = \frac{\Delta T_5}{T_5} = k \quad (II-1)$$

En fonctionnement stabilisé on a équilibré des puissances de la turbine et du compresseur:

$$C_p (T_4 - T_2) = (1 + \alpha) C_p' (T_5 - T_7) \quad (II-2)$$

soit:

$$\begin{aligned} \frac{T_4}{T_2} - 1 &= (1 + \alpha) \frac{C_p'}{C_p} \frac{T_5 - T_7}{T_5} \frac{T_5}{T_2} \\ \frac{T_4}{T_2} &= k (1 + \alpha) \frac{C_p'}{C_p} \frac{T_5}{T_2} + 1 \end{aligned} \quad (II-3)$$

Le rapport de pression du compresseur :

$$\frac{P_4}{P_2} = \left(\frac{T_4}{T_2} \right)^{\frac{\gamma \eta_c}{\gamma - 1}} = \left[k (1 + \alpha) \frac{C_p'}{C_p} \frac{T_5}{T_2} + 1 \right]^{\frac{\gamma \eta_c}{\gamma - 1}} \quad (II-4)$$

est donc uniquement fonction de $\frac{T_5}{T_2}$ et croit avec $\frac{T_5}{T_2}$.

La continuité du débit entraîne:

$$\mathcal{D}_2 = \frac{D_2 \sqrt{T_2}}{P_2} = \frac{D_5}{1+\alpha} \frac{\sqrt{T_5}}{P_5} \sqrt{\frac{T_2}{T_5}} \frac{P_5}{P_2} \quad (\text{II-5})$$

$$\mathcal{D}_2 = \mathcal{D}_5 \frac{P_4}{P_2} \sqrt{\frac{T_2}{T_5}} \frac{1-\varepsilon_4}{1+\alpha} \quad (\text{II-6})$$

Le débit réduit à l'entrée du moteur peut donc lui aussi s'exprimer en fonction du seul paramètre $\frac{T_5}{T_2}$ et croît avec $\frac{T_5}{T_2}$.

Le facteur $1+\alpha$ a été ici considéré comme constant. En effet α est très petit devant 1 (α de l'ordre de 0.02), et une forte variation de α ne se traduit que par une faible variation de $1+\alpha$.

Ainsi tous les paramètres réduits intervenant dans le fonctionnement du moteur peuvent s'exprimer en fonction de $\frac{T_5}{T_2}$ ou de n'importe quel autre paramètre unique. Le fonctionnement du moteur ne dépend donc que d'un seul paramètre et son cycle est déterminé par la donnée de ce seul paramètre.

1.3.2 Ligne de fonctionnement :

Les points de fonctionnement du compresseur sont représentés par leurs coordonnées \mathcal{D}_2 et $\frac{P_4}{P_2}$ dans le champ du compresseur. Le fait que $\frac{P_4}{P_2}$ puisse s'exprimer en fonction de \mathcal{D}_2 entraîne l'existence d'une ligne unique dans le champ du compresseur sur laquelle se placent tous les points de fonctionnement possibles avec la géométrie considérée pour le moteur. Cette ligne est appelée ligne de fonctionnement.

Son équation s'obtient en éliminant $\frac{T_5}{T_2}$ entre les relations (II-4) et (II-5) :

$$\mathcal{D}_2 = \mathcal{D}_5 \frac{1 - \varepsilon_4}{1 + \alpha} \frac{P_4}{P_2} \sqrt{k \frac{Cp'}{Cp} \frac{1 + \alpha}{\left(\frac{P_4}{P_2}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma \eta_c}} - 1}} \quad (\text{II-7})$$

Cette relation montre que la ligne de fonctionnement est indépendante des conditions extérieures (*pression, température*) ainsi que des conditions de vol du moteur (*nombre de Mach, altitude*).

Cette ligne recoupe les isovitesse du champ et peut donc être paramétré en vitesse de rotation du moteur, chaque valeur de $\frac{T_5}{T_2}$ correspondant alors à une valeur de $\frac{N}{\sqrt{T_2}}$.

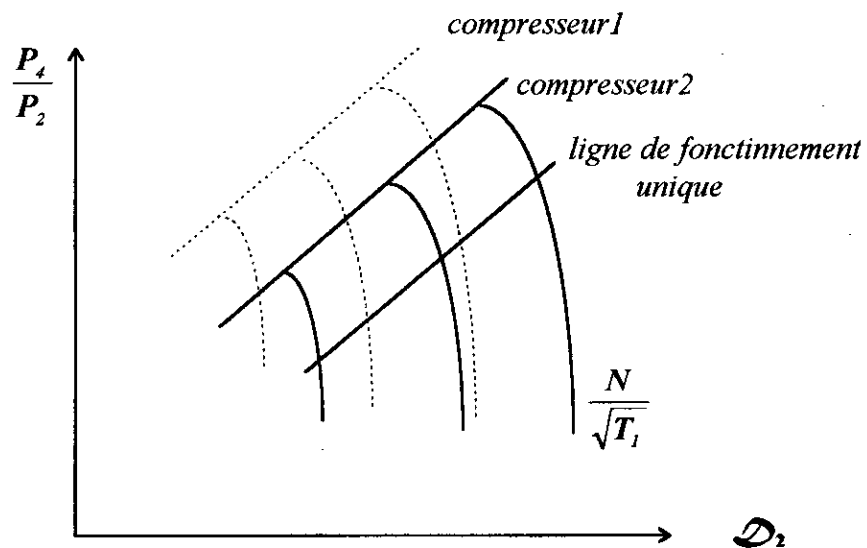


fig (II-1)- Ligne de fonctionnement.

D'après la relation (II-6), on a

$$\frac{P_4}{P_2} = c \mathcal{D}_2 \sqrt{\frac{T_5}{T_2}}$$

(II-8)

$$c = \frac{1 + \alpha}{1 - \varepsilon_4} \frac{1}{\mathcal{D}_5} = \text{constante}$$

Cette relation montre que la pente de la ligne de fonctionnement augmente lorsque $\frac{T_5}{T_2}$ augmente, donc lorsque \mathcal{D}_2 augmente. La ligne de fonctionnement a généralement tendance à s'approcher de la ligne de pompage à haut régime réduit.

1.4 Effet de variation de géométrie:

On considère l'effet de différents changements de géométrie sur cette ligne et sur des points de fonctionnement particuliers, comme par exemple les points à même température entrée turbine.

1.4.1 Influence d'une variation de section de tuyère sur la ligne de fonctionnement:

la ligne de fonctionnement (II-7) dépend de k qui est fonction de \mathcal{D}_5 et \mathcal{D}_{10} donc de S_5 et S_{10}

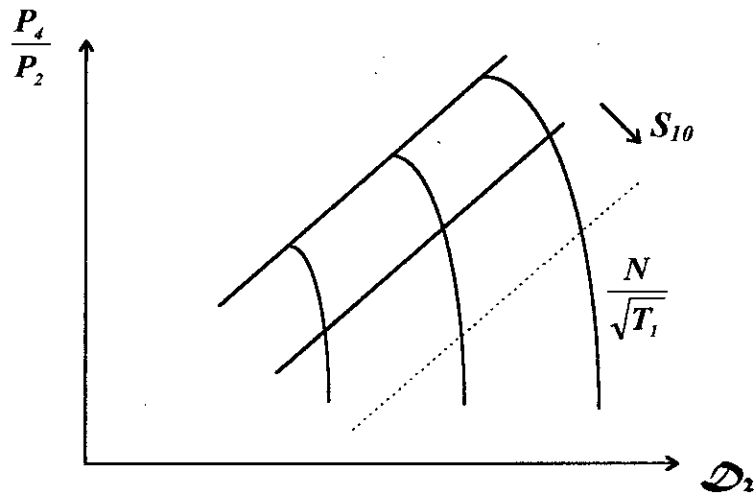


fig (II-2)- Influence d'une variation de section de tuyère.

Lorsqu'on ouvre la section de tuyère l'équation de la ligne de fonctionnement montre que pour un même $\frac{P_4}{P_2}$, \mathcal{D}_2 est plus grand. La ligne de fonctionnement se déplace donc vers la droite du champ. La fermeture de la section entraîne un déplacement inverse de la ligne de fonctionnement.

On a

$$\frac{S_5}{S_{10}} = (1-k)^a \quad \text{avec} \quad a = -\frac{1}{2} + \frac{\gamma}{(\gamma-1)\eta_d} \quad (\text{II-9})$$

Par définition $k = \frac{T_5 - T_7}{T_5}$ et $0 < k < 1$

a $\frac{P_4}{P_2}$ constant, $\frac{d\mathcal{D}_2}{\mathcal{D}_2} = \frac{1}{2} \frac{dk}{k} = \frac{1-k}{2ak} \frac{dS_{10}}{S_{10}}$

L'amplitude du déplacement de la ligne de fonctionnement dépend donc de la charge de turbine du moteur considéré. Elle est d'autant plus faible que k est fort et ne s'annule jamais, k étant strictement inférieur à 1.

Une tuyère variable peut être utilisée sur un moteur pour optimiser le fonctionnement dans les différents cas du vol.

1.4.2 Influence d'une variation de section de distributeur:

Cette variation n'est pas en pratique facilement réalisable sur le moteur en fonctionnement comme cela est possible avec une tuyère d'éjection, le distributeur étant une partie chaude du moteur. Elle est cependant utilisée lors de la mise au point du moteur.

Lorsqu'on augmente S_5 , \mathcal{D}_5 augmente mais k diminue.

On a d'après (II-9)

$$\frac{dS_5}{S_5} = -a \frac{dk}{1-k} \Rightarrow \frac{dk}{k} = -\frac{1-k}{ak} \frac{dS_5}{S_5}$$

a $\frac{P_4}{P_2}$ constant et d'après (II-7)

$$\frac{d\mathcal{D}_2}{\mathcal{D}_2} = \frac{d\mathcal{D}_5}{\mathcal{D}_5} \frac{1}{2} \frac{dk}{k} = \left(1 - \frac{1-k}{2ak}\right) \frac{dS_5}{S_5}$$

\mathcal{D}_2 varie comme S_5 si $\frac{1-k}{2ak} < 1 \Rightarrow k > \frac{1}{1+2a}$

Théoriquement la variation de \mathcal{D}_2 dépend donc de la valeur de k .

En général, l'accroissement de la section de distributeur conduit donc, à rapport de pression donné, à une augmentation du débit.

La ligne de fonctionnement se déplace donc vers la droite du champ. Là encore l'amplitude du déplacement dépend de la charge de turbine du moteur considéré. Elle est d'autant plus faible que k est plus élevé.

1.5 Influences des conditions ambiantes :

A géométrie fixe la ligne de fonctionnement est indépendante des conditions de température et pression ambiantes. Suivant le mode de régulation adopté, le point de fonctionnement sur cette ligne peut cependant varier avec les conditions extérieures.

1.5.1 Influence de la pression :

On considère le cas d'un réacteur monoflux régulé à T_5 constant pour une position donnée de la manette des gaz. Le fonctionnement du moteur dépend d'un seul paramètre qui peut être $\frac{T_5}{T_2}$.

A température ambiante et nombre de Mach de vol constant ($T_2 = cte$) et une position de la manette donnée ($T_5 = cte$), $\frac{T_5}{T_2}$ est constant et ne dépend pas de la pression ambiante.

Le fonctionnement du moteur, donc tous les paramètres réduits, sont indépendants de la pression extérieure. La poussée réduite $\frac{F}{P_2}$ est donc constante et F est proportionnel à P_2 donc à p_0 puisque:

$$P_2 = p_0 \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_0^2 \right)^{\frac{\gamma - 1}{\gamma}} \quad (II-10)$$

La consommation spécifique réduite $\frac{Cs}{\sqrt{T_2}}$ est également constante et Cs indépendant de p_0 .

Exemple : Influence d'une perte de charge d'entrée d'air :

L'installation d'un moteur sur avion introduit une perte de charge entre la pression totale à l'amont de l'entrée d'air et l'entrée du compresseur. Elle est égale à

$$\varepsilon_1 = \frac{P_2 - P_1}{P_1}$$

Pour une tuyère simplement convergente critique:

$$F = D (1 + \alpha) V_{10} - D V_0 + S_{10} (p_{10} - p_0) \quad (\text{II-11})$$

Pour une tuyère adaptée:

$$F = D [(1 + \alpha) V_{10} - V_0]$$

Le taux de détente $\frac{P_{10}}{P_0} = \frac{P_{10}}{P_2} \frac{P_2}{P_0}$ diminue, V_{10} diminue. D varie comme P_2 .

Dans les deux cas, la poussée diminue plus que proportionnellement à P_2 . La richesse α ne varie pas. La consommation spécifique augmente puisque la poussée diminue plus que proportionnellement au débit d'air.

1.5.2 Influence de la température extérieure :

Lorsque la température extérieure augmente à T_5 constant, $\frac{T_5}{T_2}$ diminue, \mathcal{D}_2 diminue ainsi que $\frac{T_{10}}{T_2}$ et $\frac{P_{10}}{P_2}$. La poussée diminue donc également. En ce qui concerne la richesse, on a d'après le premier principe:

$$C_p (T_{10} - T_2) = \alpha P_{ceff} \quad (\text{II-12})$$

A T_5 constant, T_{10} est également constant puisque la charge de la turbine est constante. Une augmentation de T_2 entraîne donc une diminution de α . La variation de C_s n'est pas monotone et dépend du cycle du moteur.

1.5.3 Influence du nombre de Mach de vol :

D'après la relation (I-10) à même $\frac{T_5}{T_2}$, $\frac{F}{P_2}$ est uniquement fonction du nombre de Mach de vol M_0 et varie en sens inverse de M_0 .

$\frac{C_s}{\sqrt{T_2}}$ augmente avec le nombre de Mach, à même $\frac{T_5}{T_2}$, de telle sorte que :

$$\frac{d \frac{C_s}{\sqrt{T_2}}}{\frac{C_s}{\sqrt{T_2}}} = - \frac{d F / P_2}{F / P_2}$$

Usuellement on représente la variation de C_s en fonction de la poussée pour différents nombres de Mach et altitudes. Ces courbes ont l'allure suivante :

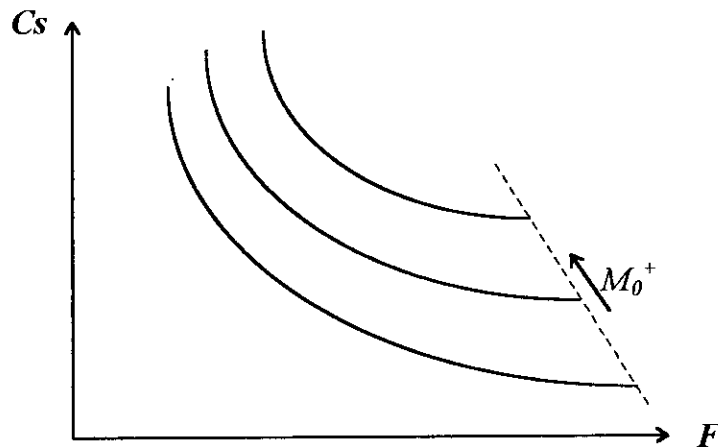


fig (II-3)- Variation de C_s en fonction de la poussée.

1.6 Influence du champ de compression :

Lorsqu'on fonctionne à sections constantes ou lorsqu'on se donne une loi de variation de sections, la ligne de fonctionnement dans le champ compresseur est indépendante de ce champ. Par contre il est évident que toute régulation faisant intervenir la vitesse de rotation donne des lignes de fonctionnement directement dépendantes du champ utilisé et en particulier de l'espacement de ces isovitesse.

A titre d'exemple prenons le cas du fonctionnement à T_5 et N constants pour des nombres de Mach de vol variables. A chaque T_2 correspond une valeur de l'isovitesse de fonctionnement $\frac{N}{\sqrt{T_1}}$ et une valeur de $\frac{T_5}{T_2}$.

La relation (II-6) montre que le point de fonctionnement se trouve également sur la droite

$$\frac{P_4}{P_2} = c \mathcal{D}_2 \text{ de pente } c = \frac{1+\alpha}{1-\varepsilon} \frac{1}{\mathcal{D}_5} \sqrt{\frac{T_5}{T_2}} = \frac{A}{\sqrt{T_2}}$$

La ligne de fonctionnement est donc parfaitement définie par les différents points d'intersection des isovitesse $\frac{N}{\sqrt{T_1}}$ et des droites $\frac{P_4}{P_2} / \mathcal{D}_2 = \frac{A}{\sqrt{T_2}}$.

Cette ligne de fonctionnement dépend directement du champ compresseur utilisé.

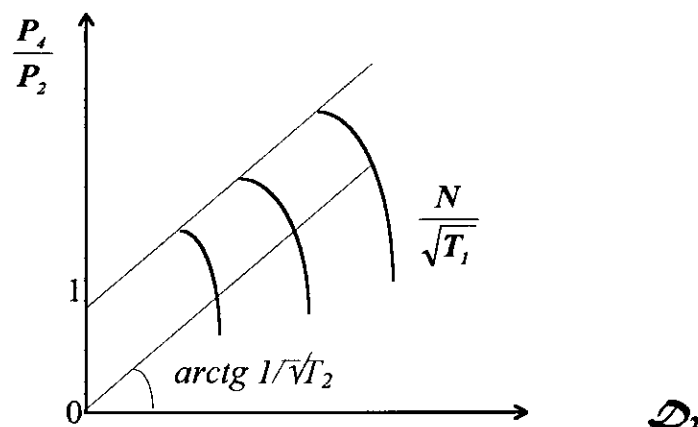


fig (II-4)- Influence du champ compresseur.

II. Le réacteur à double flux séparés:

II.1 Définition:

Dans un turboréacteur double flux, la turbine *BP* fournit la puissance nécessaire à la compression de l'air qui traverse la chambre de combustion, mais également à celle d'un débit qui ne sera pas brûlé avant d'être éjecté dans une tuyère. Un tel turboréacteur peut être schématisé par un réacteur monoflux auquel est adjointe une soufflante. Cette soufflante comprime de l'air dans un canal dit « *secondaire* ». Elle peut être située, soit à la périphérie du compresseur primaire, soit à la périphérie de la turbine *BP* (c'est le type qu'on va étudier)

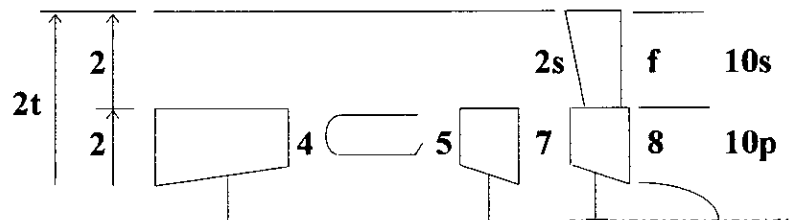


schéma (II-2)- Réacteur double flux à soufflante arrière -

Le réacteur présenté dans la figure ci-dessus est un double flux à fan pur, il existe d'autres configurations de ce type de réacteurs. Par exemple un double flux à fan amont avec un compresseur intermédiaire, ou un double flux à fan arrière avec un compresseur *BP*.

Dans le cas de la figure ci-dessus, un canal indépendant du flux primaire conduit l'air jusqu'à la soufflante. Le débit secondaire est alors fonction de la vitesse de rotation de la soufflante et de son rapport de pression et n'a plus de relation avec le débit primaire.

II.2 Paramètre de fonctionnement:

Considérons le cas d'un double flux à fan pur et deux tuyères séparés. Les équations principales de fonctionnement stabilisé sont les suivantes:

- Soufflante

Variables

$$\frac{P_f}{P_2} = f\left(\mathcal{D}_2, \frac{N_1}{\sqrt{T_2}}\right)$$

$$\frac{P_f}{P_2}, \mathcal{D}_2, \frac{N_1}{\sqrt{T_2}}$$

$$\frac{T_f}{T_2} = f\left(\mathcal{D}_2, \frac{N_1}{\sqrt{T_2}}\right)$$

$$\frac{T_f}{T_2}$$

- Compresseur

$$\frac{P_4}{P_2} = f\left(\mathcal{D}_2, \frac{N_2}{\sqrt{T_2}}\right)$$

$$\frac{P_4}{P_2}, \mathcal{D}_2, \frac{N_2}{\sqrt{T_2}}$$

$$\frac{T_4}{T_2} = f\left(\mathcal{D}_2, \frac{N_2}{\sqrt{T_2}}\right)$$

$$\frac{T_4}{T_2}$$

- Chambre de combustion

$$\frac{P_5}{P_4} = 1 - \varepsilon_4$$

$$\frac{P_5}{P_4}$$

$$\frac{T_f}{T_2} - \frac{T_4}{T_2} = \frac{\alpha P_{ceff}}{C_p T_2}$$

$$\frac{T_5}{T_2}, \frac{\alpha P_{ceff}}{C_p T_2}$$

- Turbine HP

$$\frac{P_5}{P_7} = f\left(\mathcal{D}_5, \frac{N_2}{\sqrt{T_5}}\right) \quad \frac{P_5}{P_7}$$

$$\frac{T_5}{T_7} = f\left(\mathcal{D}_5, \frac{N_2}{\sqrt{T_5}}\right) \quad \frac{T_5}{T_7}$$

- Turbine BP

$$\frac{P_7}{P_8} = f\left(\mathcal{D}_7, \frac{N_1}{\sqrt{T_7}}\right) \quad \frac{P_7}{P_8}$$

$$\frac{T_7}{T_8} = f\left(\mathcal{D}_7, \frac{N_1}{\sqrt{T_7}}\right) \quad \frac{T_7}{T_8}$$

- Equilibre turbine-compresseur

$$\mathcal{D}_2 \left(\frac{T_4}{T_2} - 1\right) + (\mathcal{D}_2 - \mathcal{D}_1) \left(\frac{T_f}{T_2} - 1\right) = \frac{Cp'}{Cp} (1 + \alpha) \left(\frac{T_7}{T_2} - \frac{T_8}{T_2}\right) \mathcal{D}_1$$

$$\frac{T_4}{T_2} - 1 = (1 + \alpha) \frac{Cp'}{Cp} \left(\frac{T_5}{T_2} - \frac{T_7}{T_2}\right)$$

- Equilibre turbine-souflante

$$\lambda Cp_f (T_f - T_2) = (1 + \alpha) Cp' (T_7 - T_8)$$

- Tuyère primaire

$$\mathcal{D}_8 = f\left(\frac{P_8}{P_2}, \frac{P_2}{P_0}\right) \quad \frac{P_2}{P_0}$$

où $\mathcal{D}_8 = cste$ (tuyère bloquée)

ou aucune

- Tuyère secondaire

$$\mathcal{D}_r = f\left(\frac{P_f}{P_2}, \frac{P_2}{P_0}\right) \quad \frac{P_2}{P_0}$$

où $\mathcal{D}_r = cste$ (tuyère bloquée)

ou aucune

Le fonctionnement est alors décrit avec 15 équations et

- 16 inconnues dans le cas où les deux tuyères sont bloquées;
- 17 inconnues dans le cas où l'une des tuyères n'est pas critique.

II.3 Avantage du double flux:

De façon simple, considérons que toute poussée est obtenue en fournissant une puissance W à une soufflante parfaite. Cette puissance se transforme en énergie cinétique faisant passer l'air de la vitesse de vol V_0 à la vitesse d'éjection V_{10} .

$$W = \frac{1}{2} D (V_{10}^2 - V_0^2) = \frac{1}{2} F (V_{10} + V_0) \quad (\text{II-13})$$

A même énergie, la poussée est variable suivant la vitesse d'éjection. Cette poussée est d'autant plus importante que la vitesse d'éjection est plus faible mais s'obtient avec un débit plus fort, donc un maître couple moteur plus important. L'énergie de propulsion étant fournie par le carburant, la consommation spécifique est plus faible donc un taux de dilution plus fort. Cette avantage en consommation spécifique est contre balancé par l'encombrement plus important du moteur qui conduit à des traînées plus fortes sur avion.

II.4 Effet de variation de géométrie:

II.4.1 Influence d'une variation de tuyère primaire:

Soit une variation de tuyère primaire à vitesse de rotation de la soufflante fixée.

-Le débit primaire ainsi que le débit total à l'entrée du moteur ne varient pas. Le débit secondaire est donc également constant.

-La criticité de la tuyère secondaire entraîne, puisque le débit est constant, la constance du rapport de pression de la soufflante.

-La ligne de fonctionnement de la soufflante ne varie pas.

-Le point de fonctionnement du compresseur se déplace vers les régimes aérodynamiques faible (**fig (II-5)**).

-L'ouverture de la tuyère à $\frac{N}{\sqrt{T_1}}$ constant qui s'accompagne d'une baisse de $\frac{T_4}{T_2}$ entraîne une chute du rapport de pression global $\frac{P_4}{P_2}$.

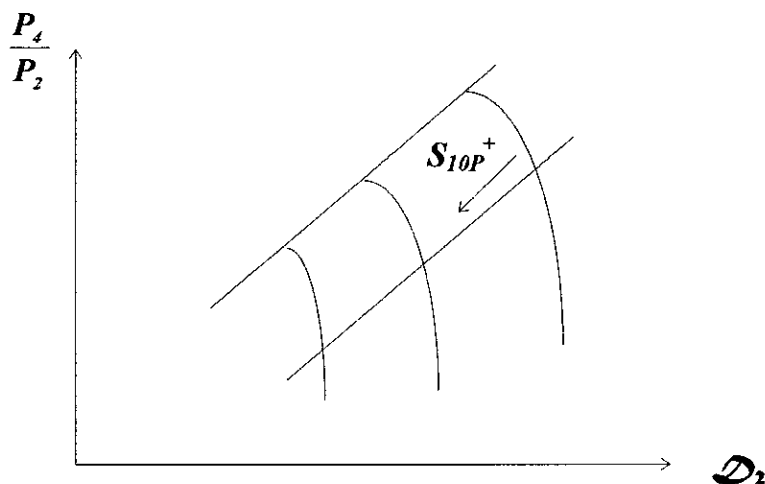


fig (II-5)- Influence d'une variation de tuyère primaire.

II.4.2 Influence d'une variation de tuyère secondaire:

Une ouverture de section secondaire s'accompagne d'un débit réduit plus élevé à la sortie de la soufflante. Pour un même débit réduit d'entrée, celle-ci fonctionne donc à un rapport de pression plus faible. La puissance absorbée diminue. La ligne de fonctionnement de la soufflante se déplace vers le bas du champ.

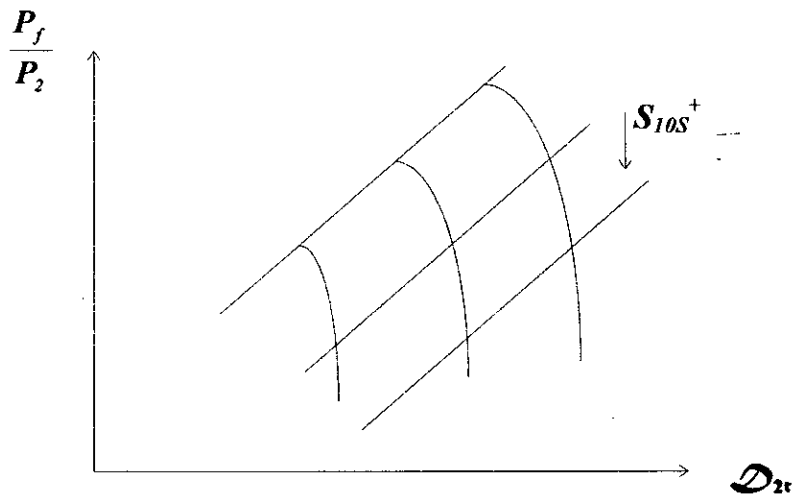


fig (II-6)- Influence d'une variation de tuyère secondaire.

II.4.3 Influence d'une variation de section de distributeur HP:

Le corps *HP* est équivalent à un monocorps-monoflux. Une variation de section de distributeur entraîne un déplacement de la ligne de fonctionnement vers les rapport de pressions faibles et inversement pour une fermeture.

II.4.4 Influence d'une variation de section de distributeur turbine BP:

L'ouverture du distributeur de turbine *BP* à $\frac{T_5}{T_2}$ constant entraîne:

- La conservation du point de fonctionnement de la soufflante;
- La conservation des débits primaire et secondaire à l'entrée du moteur;
- La conservation du rapport de pression.

III. Le réacteur à double flux mélangés :

III.1 Définition:

Dans certains cas il peut s'avérer avantageux de mélanger les flux primaire et secondaire avant de les éjecter. C'est le cas du réacteur double flux mélangés. Ce *mélange* est fait lorsqu'on utilise une réchauffe sur le débit total ou lorsqu'on utilise une variation de tuyère pour optimiser le fonctionnement du moteur. Le fait de mélanger les deux flux en un écoulement parallèle unique implique l'égalité des pressions statiques des deux courants dans la section du mélange. Etant données les valeurs faibles et sensiblement égales des nombres de Mach des deux écoulements à la confluence, cette égalité peut être assimilée à celle des pressions totales.

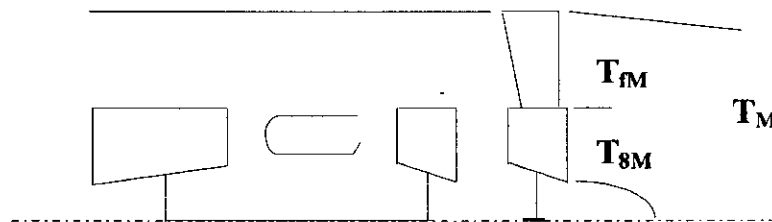


schéma (II-3)- Réacteur double flux mélangés à soufflante arrière -

La température du mélange est donnée par l'équation de conservation d'énergie:

$$(D_s + D_p + d_c) H(T_M, \alpha_M) = D_s H(T_{fm}, 0) + D_p (1 + \alpha) H(T_{8M}, \alpha) \quad (II-14)$$

avec D_s = débit secondaire

D_p = débit primaire à l'entrée du moteur

d_c = débit de carburant

α = richesse à la sortie turbine BP

α_M = richesse du mélange

H = enthalpie totale

soit

$$(1+\alpha+\lambda) C_{pM} T_M = \lambda C_{pf} T_{fM} + (1+\alpha) C_p T_{8M} \quad (\text{II-15})$$

En négligeant les richesses et supposants C_p constant:

$$(1+\lambda) T_M = \lambda T_{fM} + T_{8M} \quad (\text{II-16})$$

$$T_M = \frac{T_{8M} + \lambda T_{fM}}{1 + \lambda} \quad (\text{II-17})$$

III.2 Avantages d'un mélangeur:

Le mélange des deux flux du moteur peut être plus ou moins parfait selon que sa température est plus ou moins uniforme. Le mélange, en uniformisant les températures, uniformise également les vitesses d'éjection et a pour effet d'abaisser la vitesse maximale et par là le niveau du bruit de jet.

Le moteur à flux mélangés a une plus forte poussée que le moteur à flux séparés de même cycle, donc une plus faible consommation spécifique. Le gain de performance se trouve réduit par la prise en compte des pertes de pression dans le mélange ainsi que de la non conformité des températures qui rapproche le mélange des flux d'une configuration à flux séparés.

III.3 Paramètres de fonctionnement:

Les équations écrites dans le moteur à deux flux séparés sont valables pour le moteur à flux mélangés jusqu'au niveau du plan de mélange. A partir de là, le moteur à flux mélangés fait intervenir les équations de mélange en pression, température et perte de charge ainsi que l'équation de tuyère unique. Le décompte des variables indépendantes peut s'effectuer simplement à partir de cet ensemble d'équations sans remonter aux équations communes aux deux types de moteurs. On a alors:

$$\begin{aligned} \frac{P_{8M}}{P_2} &= \frac{P_{fM}}{P_2} \\ (1 + \lambda) \frac{T_M}{T_2} &= \frac{T_{8M}}{T_2} + \lambda \frac{T_{fM}}{T_2} \\ \frac{P_M}{P_2} &= (1 - \varepsilon_8) \frac{P_{8M}}{P_2} \\ \mathcal{D}_{10M} &= f\left(\frac{P_M}{P_0}\right) \end{aligned} \quad (\text{II-18})$$

4 équations

2 ou 3 inconnus

Une équation de tuyère du moteur à flux séparés est remplacée par l'équation du mélange en pressions dans le moteur à flux mélangés.

III.4 Influence d'une variation de géométrie:

Un moteur à flux mélangés peut être du point de vue de l'adaptation considéré comme un moteur à flux séparés avec des pressions d'éjections égales.

III.4.1 Variation de la section de tuyère:

L'ouverture de la tuyère unique d'un moteur à flux mélangés est équivalente à l'ouverture de la tuyère primaire et de la tuyère secondaire du moteur à flux séparés correspondant. L'influence d'une telle ouverture s'en déduit:

- La ligne de fonctionnement de la soufflante s'éloigne du pompage;
- La ligne de fonctionnement du compresseur est invariante;
- à $\frac{N}{\sqrt{T_1}}$ constant, $\frac{T_5}{T_2}$ diminue.

III.4.2 Variation de section de distributeur HP:

Considérons un moteur à flux séparés mélangeables et une ouverture de section de distributeur *HP* à $\frac{N}{\sqrt{T_1}}$ constant. Dans ce cas, le débit total ainsi que le fonctionnement de la soufflante sont invariants. Les sections de distributeur turbine *BP* et tuyère primaire étant fixes et critiques, la charge de la turbine *BP* est constante.

III.4.3 Variation de section de distributeur turbine BP:

L'influence d'une variation de section de distributeur de turbine *BP* sur un moteur à flux mélangés est exactement la même que celle sur un moteur à flux séparés.

III.5 Influence d'une perte de charge dans le flux secondaire:

Par suite de l'introduction d'une perte de charge ε_f dans le canal secondaire, le flux secondaire se trouve à une pression trop faible pour la confluence. La soufflante doit donc compenser la perte de charge en comprimant davantage.

Le rapport de pression

$$\frac{P_4}{P_2} = \left(1 + \frac{\Delta T_f + \Delta T_2}{T_2} \right) \quad \text{avec} \quad \begin{array}{l} \Delta T_f = T_f - T_2 \\ \Delta T_2 = T_4 - T_2 \end{array} \quad (\text{II-19})$$

croît alors puisque ΔT_2 est constant. Par voie de conséquence le débit primaire croît également alors que le débit secondaire décroît.

La perte de charge secondaire peut, par son effet de diminution du taux de dilution entraîner une augmentation de la poussée du moteur.

IV. La réchauffe:

La réchauffe (ou *post combustion* ou *PC*) dans un turboréacteur consiste à chauffer les gaz de sortie du moteur de façon à en augmenter la vitesse d'éjection et donc d'obtenir une augmentation de la poussée sans augmentation du débit d'air total. Cette opération permet donc un supplément de poussée, qui peut être très important, à partir d'un maître couple de moteur fixé. Un appoint de poussée est ainsi obtenu, sans pénaliser l'aérodynamique générale de l'avion.

Le canal de réchauffe se termine par une tuyère à section variable qui permet de s'adapter aux différents débits réduits résultant de différents niveaux de température de réchauffe avec un même fonctionnement du moteur de base.

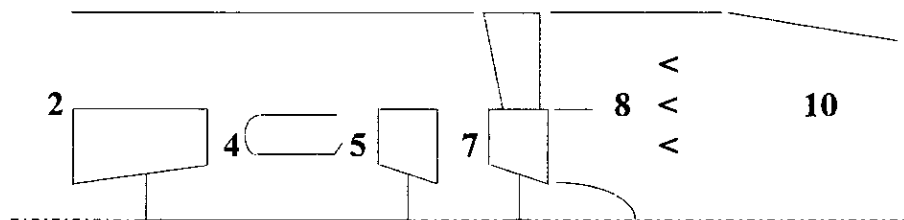


schéma (II-4)- Réacteur double flux mélangés avec réchauffe -

IV.1 Variation de section de tuyère:

Le moteur de base peut être considéré comme un générateur fournissant des gaz au système de réchauffe. Ces gaz subissent dans le canal de réchauffe une perte de pression due à la fois au frottement et à l'injection des calories dans l'écoulement. Soit ε_{pc} cette perte, on a:

$$\frac{P_{10}}{P_8} = 1 - \varepsilon_{pc} \quad (\text{II-20})$$

Si d_{pc} est le débit de carburant injecté dans le canal, la richesse de réchauffe est définie par:

$$\alpha_{pc} = \frac{d_{pc}}{D_{air}} \quad (II-21)$$

$$\mathcal{D}_{10} = \mathcal{D}_8 \frac{1 + \alpha_{pc}}{1 - \varepsilon_{pc}} \sqrt{\frac{T_{10}}{T_8}} \quad (II-22)$$

En supposant $1 + \alpha_{pc}$ et ε_{pc} constants, on a:

$$\frac{\mathcal{D}_{10}}{\mathcal{D}_8} = k \sqrt{\frac{T_{10}}{T_8}}$$

Si on allume la pc tout en conservant le point de fonctionnement du générateur de gaz, donc en particulier \mathcal{D}_8 , on a:

$$\frac{\mathcal{D}_{10}}{\mathcal{D}_8} = k \sqrt{\frac{T_{10}}{T_8}} = \frac{S_{10pc}}{S_{10sec}} \quad (II-23)$$

La conservation du point de fonctionnement du générateur impose donc d'ouvrir la tuyère lorsque la PC est allumée. Inversement, l'allumage de la PC sans ouverture de la tuyère correspond à l'étranglement du générateur et est équivalent pour lui à une fermeture de tuyère en fonctionnement sec.

IV.2 Paramètres de fonctionnement:

Le paramètre nouveau du cycle moteur est naturellement la température de réchauffe. Cette température est un paramètre supplémentaire qu'il faut spécifier en plus de ceux qui déterminent le fonctionnement du générateur. De même pour chaque valeur de la température PC, il sera possible d'adapter la section de tuyère pour conserver le fonctionnement du générateur.

CHAPITRE III

Calcul des Performances des Différents Réacteurs

Dans le présent chapitre, nous allons étudier dans un premier temps les performances au point fixe au sol des turboréacteurs suivants :

- Monocorps-monoflux sec;
- Monocorps-monoflux avec PC;
- Double flux séparés;
- Double flux mélangés.

Dans un second temps, nous étudierons les trois premiers dans des conditions différentes (hors adaptation).

I. Calcul de cycle et performances au point fixe au sol :

I.A Monocorps-monoflux sec :

I.A.1 Calcul du cycle :

Au point fixe au sol :

$$M_0 = 0 \quad \Rightarrow \quad T_2 = t_0 \quad (I-A-1)$$

p_0 et t_0 seront calculées en utilisant les formules suivantes :

$Z \leq 11000 \text{ m} :$

$$\begin{aligned} t_0 &= -0,0065 Z + 288,15 \\ p_0 &= 101325 \cdot 10^{-5} (1 - 22,5576934 \cdot 10^{-6} Z)^{5,2558774} \end{aligned} \quad (I-A-2)$$

$11000 < Z \leq 20000 \text{ m} :$

$$\begin{aligned} t_0 &= 216,650 \\ p_0 &= 22632 \cdot 10^{-5} \exp(-175,6884460 \cdot 10^{-6} (Z - 11000)) \end{aligned}$$

$20000 < Z \leq 32000 \text{ m} :$

$$t_0 = 0,001 Z + 196,65$$

$$p_0 = 5474,9 \cdot 10^{-5} (1 + 4,6157398 \cdot 10^{-6} (Z - 20000))^{-34,1632031}$$

$32000 < Z \leq 47000 \text{ m} :$

$$t_0 = 0,0028 Z + 139,05$$

$$p_0 = 868,014 \cdot 10^{-5} (1 + 12,2457904 \cdot 10^{-6} (Z - 32000))^{-12,2011445}$$

Au point fixe au sol, $Z = 0$

Le taux de compression est donné par :

$$\Pi_c = \frac{P_4}{P_2} = \left(\frac{T_4}{T_2} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1} \eta_c}$$

$$T_4 = \Pi_c^{\frac{\gamma-1}{\eta_c}} \cdot T_2$$

(I-A-3)

D'après l'équation de combustion:

$$q_c \eta_{comb} \cdot P_{ceff} = (q + q_c) C_p (T_5 - T_4)$$

D'où:

$$\alpha_{ch} = \frac{\eta_{comb} P_{ceff}}{C_p (T_5 - T_4)}$$

(I-A-4)

$$\text{avec } C_p = \frac{\gamma r}{\gamma - 1}$$

On écrivant l'équilibre turbine-compresseur :

$$C_{p42} (T_4 - T_2) = (1 + \alpha) C_{p57} (T_5 - T_7)$$

D'où:

$$T_7 = T_5 - \frac{Cp_{42} (T_4 - T_2)}{Cp_{57} (1 + \alpha)} \quad (I-A-5)$$

$$T_{10} = T_7 \quad (I-A-6)$$

Le taux de détente de la tuyère est :

$$\Pi_d = \frac{P_7}{P_5} = \left(\frac{T_7}{T_5} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1} \frac{1}{\eta_d}} \quad (I-A-7)$$

I.A.2 Calcul de la poussée :

L'expressions générale de la poussée est donnée par :

$$F = D_{10} V_{10} - D_0 V_0 + A_{10} (p_{10} - p_0) \quad (I-A-8)$$

On définit τ_t et τ_m avec :

- $\tau_t = \frac{P_{10}}{P_{10}}$: taux de détente tuyère
- $\tau_m = \frac{P_{10}}{P_0}$: taux de détente moteur

Pour le monocorps-monoflux sec on a :

$$\tau_m = (1 - \varepsilon_{12}) (1 - \varepsilon_{45}) (1 - \varepsilon_{10}) \Pi_c \Pi_d \quad (I-A-9)$$

- avec ε_{12} : perte de charge à l'entrée du compresseur;
 ε_{45} : perte de charge dans la turbine;
 ε_{10} : perte de charge dans la tuyère.

Comme on a vu dans le chapitre 2, deux cas de fonctionnement de tuyère peuvent se présenter:

- $\tau_m \geq \tau_c$: la tuyère est dite supercritique

$$\tau_t = \tau_c \quad (I-A-10)$$

$$V_{10} = \sqrt{\frac{2r\gamma}{\gamma+1} T_{10}} \quad (I-A-11)$$

$$t_{10} = \frac{2}{\gamma+1} T_{10} \quad (I-A-12)$$

$$M_{10} = 1 \quad (I-A-13)$$

- $\tau_m < \tau_c$: la tuyère est dite subcritique

$$\tau_t = \tau_m \quad (I-A-14)$$

$$V_{10} = \sqrt{2Cp(T_{10} - t_{10})} = \sqrt{2CpT_{10} \left(1 - \tau_m^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}\right)} \quad (I-A-15)$$

$$t_{10} = T_{10} - \frac{V_{10}^2}{2Cp} \quad (I-A-16)$$

$$M_{10} = \sqrt{\left(\frac{T_{10}}{t_{10}} - 1\right) \frac{2}{\gamma-1}} \quad (I-A-17)$$

D'où la poussée par unité de débit est :

$$F/D = (1 + \alpha) \left[V_{10} + \frac{r t_{10}}{V_{10}} \left(1 - \frac{\tau_t}{\tau_m}\right) \right] - V_0 \quad [m/s] \quad (I-A-18)$$

Avec $V_0 = 0$ (point fixe au sol)

I.A.3 La consommation spécifique :

L'expression de la consommation spécifique est donnée par :

$$C_s = \frac{36000 \alpha_{ch}}{F/D} \quad [\text{kg} / \text{DaN.h}] \quad (\text{I-A-19})$$

I.A.4 Calcul de la section de tuyère :

L'expression de la section d'après la relation (I-18) donnée au chapitre 2 est :

$$A_{10} = \frac{D(1+\alpha)\sqrt{T_{10}}}{P_{10} \sqrt{\frac{\gamma}{r}} M_{10} \left(1 + \frac{\gamma-1}{2} M_{10}^2\right)^{\frac{\gamma+1}{2(\gamma-1)}}} \quad (\text{I-A-20})$$

I.B Monocorps-monoflux avec post combustion:**I.B.1 Calcul du cycle :**

On a le même cycle avec le moteur monoflux sec. Ce qui diffère c'est l'introduction de la température de réchauffe et donc le calcul de la richesse de la post combustion. En utilisant l'équation de combustion dans la chambre principale et la chambre de réchauffe, l'expression de la richesse théorique de la réchauffe est :

$$\alpha_{pc\ the} = \frac{(1 + \alpha_{ch}) C_{p_{45}} T_{pc} - C_{p_2} T_2 - \alpha_{ch} P_{ceff}}{P_{ceff} - C_{p_{pc}}} \quad (\text{I-B-1})$$

La richesse réelle est :

$$\alpha_{pc\ réelle} = \frac{\alpha_{pc\ the}}{\eta_{comb\ pc}} \quad (\text{I-B-2})$$

La richesse totale est :

$$\alpha_g = \alpha + \alpha_{pc} \quad (I-B-3)$$

I.B.2 Calcul de la poussée, la consommation spécifique et la section de tuyère:

Pour ce calcul, on utilise les mêmes étapes et les mêmes formules que le monoflux sec, sauf quelques petits changements qui sont les suivants :

$$T_{10} = T_{pc} \quad (I-B-4)$$

$$\tau_m = (1 - \varepsilon_{12}) (1 - \varepsilon_{45}) (1 - \varepsilon_7) (1 - \varepsilon_8) \Pi_d \Pi_c \quad (I-B-5)$$

$$A_{10} = \frac{D(1 + \alpha_g) \sqrt{T_{10}}}{P_{10} \sqrt{\frac{\gamma}{r}} M_{10} \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_{10}^2\right)^{-\frac{\gamma + 1}{2(\gamma - 1)}}} \quad (I-B-6)$$

I.C Double flux séparés à fan arrière :

I.C.1 Flux secondaire :

I.C.1.1 Calcul du cycle :

La température T_f est donnée par :

$$T_f = \Delta T_f + T_2 \quad (I-C-1)$$

Le taux de détente moteur :

$$\tau_{ms} = \frac{P_{10s}}{P_{10s}} = (1 - \varepsilon_{12f}) (1 - \varepsilon_f) \left(\frac{T_f}{T_2}\right)^{\frac{\gamma}{\gamma - 1} \eta_{ef}} \quad (I-C-2)$$

$$T_{10s} = T_f \quad (I-C-3)$$

Pour calculer les paramètres τ_{ts} , V_{10s} , t_{10s} et M_{10s} , on utilise les mêmes formules utilisées au monoflux.

I.C.1.2 Calcul de la poussée :

D'après l'expression générale de la poussée vue précédemment, la poussée du flux secondaire peut s'écrire :

$$\psi_s = V_{10s} + \frac{r t_{10s}}{V_{10s}} \left(1 - \frac{\tau_{ts}}{\tau_{ms}}\right) - V_0 \quad (I-C-4)$$

I.C.1.3 Calcul de la section A_{10s} :

L'expression de la section de sortie de la tuyère secondaire est donnée par :

$$A_{10s} = \frac{\lambda D_p \sqrt{T_{10s}}}{P_{10s} \sqrt{\frac{\gamma_s}{r}} M_{10s} \left(1 + \frac{\gamma_s - 1}{2} M_{10s}^2\right)^{\frac{\gamma_s + 1}{2(\gamma_s - 1)}} \quad (I-C-5)$$

I.C.2 Flux primaire :

I.C.2.1 Calcul du cycle :

C'est le même cycle avec le monoflux sec jusqu'au point 7. Il nous reste à calculer T_8 . D'après l'équilibre turbine-soufflante, on a :

$$\lambda C_{p_f} (T_f - T_2) = (1 + \alpha) C_{p_{78}} (T_7 - T_8) \quad (I-C-6)$$

D'où

$$T_8 = T_7 - \frac{\lambda C p_f}{(1 + \alpha_{ch}) C p_{78}} (T_f - T_2) \quad (I-C-7)$$

On pose :

$$\Pi_{78} = \frac{P_8}{P_7} = \left(\frac{T_8}{T_7} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1} \frac{1}{\eta_{sf}}} \quad (I-C-8)$$

Le taux de détente moteur est donnée par :

$$\tau_{mp} = (1 - \varepsilon_{10p}) (1 - \varepsilon_{45}) (1 - \varepsilon_{12}) \Pi_c \Pi_d \Pi_{78} \quad (I-C-9)$$

Pour calculer V_{10p} , t_{10p} et M_{10p} , on utilise la même méthode qu'au monoflux sec.

I.C.2.2 Calcul de la poussée :

D'après l'expression générale de la poussée, on a

$$\psi_p = (1 + \alpha_{ch}) \left[V_{10p} + \frac{r t_{10p}}{V_{10p}} \left(1 - \frac{\tau_{tp}}{\tau_{mp}} \right) \right] - V_0 \quad (I-C-10)$$

I.C.2.3 Calcul de la section A_{10p} :

L'expression de la section de sortie de la tuyère primaire est donnée par :

$$A_{10p} = \frac{D_p (1 + \alpha_{ch}) \sqrt{T_{10p}}}{P_{10p} \sqrt{\frac{\gamma_p}{r}} M_{10p} \left(1 + \frac{\gamma_p - 1}{2} M_{10p}^2 \right)^{\frac{\gamma_p + 1}{2(\gamma_p - 1)}}} \quad (I-C-11)$$

I.C.3 Calcul de la poussée et de la consommation spécifiques totales :

La poussée spécifique rapportée au débit total est donnée par :

$$\psi_T = \frac{F_T}{D_T} = \frac{\psi_p + \lambda \psi_s}{1 + \lambda} \quad (\text{I-C-12})$$

La poussée totale est :

$$F_T = (D_p + D_s) \psi_T \quad (\text{I-C-13})$$

on a :

$$\lambda = \frac{D_s}{D_p} \quad (\text{I-C-14})$$

D'où :

$$F_T = D_p (1 + \lambda) \psi_T \quad (\text{I-C-15})$$

La consommation spécifique totale est donnée par :

$$C_s = 36000 \frac{\alpha_{ch}}{\psi_p + \lambda \psi_s} \quad (\text{I-C-16})$$

I.D Double flux mélangés :

I.D.1 Calcul du cycle :

Dans le point 8 (schéma(II-3)), on effectue le mélange entre le flux chaud et le flux froid.

On a :

$$P_{10p} = P_{10s}$$

$$M_{10p} = M_{10s}$$

D'où

$$\tau_{mp} = \tau_{ms} \quad (I-D-1)$$

D'après (I-D-1) et (I-C-6), on peut écrire :

$$\left\{ \begin{array}{l} (1 - \varepsilon_{10p})(1 - \varepsilon_{45})(1 - \varepsilon_{12}) \Pi_c \Pi_d \Pi_{78} = (1 - \varepsilon_f)(1 - \varepsilon_{12f}) \frac{P_f}{P_2} \end{array} \right. \quad (I-D-2)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda C p_f (T_f - T_2) = (1 + \alpha) C p_{78} (T_7 - T_8) \end{array} \right. \quad (I-D-3)$$

En combinant (I-D-2) et (I-D-3), on obtient :

$$A T_f^x + B T_f - C = 0 \quad (I-D-4)$$

d'où le calcul de T_f

$$\text{Avec :} \quad A = (1 + \alpha) C p_{78} T_7 (Y/X)^{x_2} T_2^{-x} \quad (I-D-5)$$

$$Y = (1 - \varepsilon_f) (1 - \varepsilon_{12f}) \quad (I-D-6)$$

$$X = (1 - \varepsilon_{10p}) (1 - \varepsilon_{45}) (1 - \varepsilon_{12}) \Pi_c \Pi_d \quad (I-D-7)$$

$$x = \frac{\gamma_f}{\gamma_f - 1} \eta_{cf} \frac{\gamma_{78} - 1}{\gamma_{78}} \eta_d \quad (I-D-8)$$

$$x_2 = \frac{\gamma_{78} - 1}{\gamma_{78}} \eta_d \quad (I-D-9)$$

$$B = \lambda C p_f \quad (I-D-10)$$

$$C = \lambda C p_f T_2 + (1 + \alpha) T_7 \quad (I-D-11)$$

Connaissant la température T_f , on peut calculer la température T_8 par la relation (I-C-7)

D'après la relation (II-15) du chapitre 2, on a :

$$Cp_M T_M = \frac{\lambda Cp_f T_f + (1 + \alpha_{ch}) Cp_{T_8} T_8}{1 + \alpha_{ch} + \lambda} \quad (\text{I-D-12})$$

Pour calculer T_M , il faut connaître Cp_M d'où γ_M . Pour cela on utilise les abaques $\gamma = \gamma(T, \alpha)$ données en annexe. Mais l'utilisation de ces abaques nécessite la connaissance de deux variables : la température et la richesse. Or on ne connaît que α_M (richesse du mélange $\alpha_M = \alpha / (1 + \lambda)$). Alors on utilisera la méthode itérative suivante :

On sait que $T_M < T_8$ alors on commence par T_8 ensuite on diminue sa valeur.

$$\left. \begin{array}{l} T_8 \\ \alpha_M \end{array} \right\} \xrightarrow{\text{abaques}} \gamma_M \rightarrow Cp_M = \frac{\gamma r}{\gamma - 1} \xrightarrow{\text{I-D-12}} T'$$

$$\left. \begin{array}{l} T' \\ \alpha_M \end{array} \right\} \xrightarrow{\text{abaques}} \gamma_M \rightarrow Cp_M \xrightarrow{\text{I-D-12}} T''$$

$$\left. \begin{array}{l} T'' \\ \alpha_M \end{array} \right\} \xrightarrow{\text{abaques}} \gamma_M \rightarrow Cp_M \xrightarrow{\text{I-D-12}} T'''$$

On continue l'opération jusqu'à se qu'on trouve $T^n = T^{n-1}$ et la température T_M sera égale à T^n .

I.D.2 Calcul de la poussée et de la consommation spécifique :

Connaissant T_M , on peut continuer les calculs :

- $\tau_m < \tau_c$:

$$V_M = \sqrt{2 C p_M T_M \left(1 - \tau_m \frac{\gamma_M - 1}{\gamma_M}\right)} \quad (\text{I-D-13})$$

$$\Psi_M = (1 + \alpha_M) V_M \quad (\text{I-D-14})$$

$$D_M = D_p + D_s = (1 + \alpha_M + \lambda) D_0 \quad (\text{I-D-15})$$

$$F_M = D_M \Psi_M \quad (\text{I-D-16})$$

$$C s_M = \frac{36000 \alpha_M}{\Psi_M} \quad (\text{I-D-17})$$

$$t_M = T_M - \frac{V_M^2}{2 C p_M} \quad (\text{I-D-18})$$

$$M_{10M} = \sqrt{\frac{2}{\gamma_M - 1} \left(\frac{T_M}{t_M} - 1\right)} \quad (\text{I-D-19})$$

- $\tau_m \geq \tau_c$:

$$t_M = \frac{2}{\gamma_M + 1} T_M \quad (\text{I-D-20})$$

$$V_M = \sqrt{\gamma_M r t_M} \quad (\text{I-D-21})$$

$$M_{10M} = 1 \quad (\text{I-D-22})$$

$$\Psi_M = (1 + \alpha_M) V_M \quad (\text{I-D-23})$$

$$F_M = D_M \Psi_M \quad (\text{I-D-24})$$

$$Cs_M = \frac{36000 \alpha_M}{\Psi_M} \quad (\text{I-D-25})$$

I.D.3 Calcul de la section A_{10M} :

On utilise toujours la même relations :

$$A_{10M} = \frac{D_M \sqrt{T_M}}{p_0 \tau_M \sqrt{\frac{\gamma_M}{r}} M_{10M} \left(1 + \frac{\gamma_M - 1}{2} M_{10M}^2 \right)^{\frac{\gamma_M + 1}{2(\gamma_M - 1)}}} \quad (\text{I-D-26})$$

II. Calcul des performances en Hors-adaptation :

Pour l'étude de ce régime de fonctionnement, on va utiliser deux méthodes de calcul qui sont les suivantes :

II.1 Méthode 1 :

Cette méthode est approximative, elle se base sur les suppositions suivantes :

- La tuyère et les distributeurs critiques;
- Les sections des distributeurs de turbine fixes;
- La section de tuyère fixe.

1- La tuyère et les distributeurs critiques :

On sait que le turboréacteur absorbe la plus grande quantité d'air possible (*débit*) au point fixe au sol c-à-d que cette valeur de débit ne peut être dépassée en n'importe quel autre point de fonctionnement. Pour cela, on a pris en ce régime de fonctionnement un débit très proche de celui du point nominale en supposant les débits réduits constants en (5), (7) et (10)

2- Les sections de distributeur de turbine fixes :

On a vu au chapitre 2 qu'une variation de section de distributeur n'est pas facilement réalisable sur le moteur en fonctionnement.

3- La section de tuyère fixe :

On a vu au chapitre 2 qu'on peut varier la section de tuyère, mais dans cette méthode, on garde la section calculée au point nominale (la méthode est approximative, elle est plus proche de l'adaptation que du hors adaptation).

II.1.1 Monocorps-monoflux sec :

En ce régime de fonctionnement, on utilise les résultats obtenus au point fixe au sol tout en introduisant les données suivantes :

$$M_0, Z_0, t_0, p_0$$

II.1.1.1 Calcul du cycle :

$$T_0 = t_0 \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_0^2 \right) \quad \text{---} \quad \text{(II-A-1)}$$

$$T_2 = T_0 \quad \text{(II-A-2)}$$

$$\frac{P_0}{p_0} = \left(\frac{T_0}{t_0} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} \Rightarrow \frac{P_0}{p_0} = \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_0^2 \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} \quad \text{(II-A-3)}$$

On suppose que les distributeurs au points (5) et (7) de la turbine sont critiques, c'est-à-dire :

$$\mathcal{D}_7 = Cste = \mathcal{D}_{70} \quad (\text{débit réduit au point fixe au sol})$$

$$\mathcal{D}_5 = \mathcal{D}_{50}$$

D'où :

$$\frac{(1 + \alpha_{ch}) D \sqrt{T_5}}{A_5 P_5} = \frac{(1 + \alpha_0) D_0 \sqrt{T_{50}}}{A_{50} P_{50}} \quad \text{(II-A-4)}$$

$$\frac{(1 + \alpha_{ch}) D \sqrt{T_7}}{A_7 P_7} = \frac{(1 + \alpha_0) D_0 \sqrt{T_{70}}}{A_{70} P_{70}} \quad \text{(II-A-5)}$$

Les sections sont constantes, donc :

$$A_{70} = A_7 \quad \text{et} \quad A_{50} = A_5$$

En faisant le rapport de (II-A-4) et (II-A-5) et en utilisant la relation (I-A-6), on obtient

$$\left(\frac{T_7}{T_5}\right)^{\frac{1}{2} - \frac{\gamma}{(\gamma-1)\eta_d}} = \sqrt{\frac{T_{70}}{T_{50}} \frac{P_{50}}{P_{70}}} \quad (\text{II-A-6})$$

On connaît T_{70} , T_{50} et P_{50}/P_{70} , il nous reste à déterminer T_5 pour calculer T_7 . Supposons que T_5 est constant, c'est-à-dire on règle la machine à partir de T_5 donc $T_5 = T_{50}$.

D'où d'après (II-A-6), on a :

$$T_7 = T_{10} = T_{70} \quad (\text{II-A-7})$$

D'après l'équilibre turbine-compresseur, on a :

$$Cp_{42} (T_4 - T_2) = (1 + \alpha) Cp_{57} (T_5 - T_7)$$

En supposant que : $1 + \alpha = 1 + \alpha_0$, on a :

$$T_4 - T_2 = T_{40} - T_{20}$$

D'où :

$$T_4 = T_2 + T_{40} - T_{20} \quad (\text{II-A-8})$$

Le taux de compression est donné par :

$$\Pi_c = \frac{P_4}{P_2} = \left(\frac{T_4}{T_2} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1} \eta_c} \quad (\text{II-A-9})$$

Puisque $T_7 = T_{70}$ et $T_5 = T_{50}$, on a :

$$\Pi_d = \Pi_{d0}$$

II.1.1.2 Calcul du débit :

On suppose que A_{10} est critique, c'est-à-dire :

$$(D)_{z=0} = (D)_{z=z0} \quad \Rightarrow \quad D = D_0 \frac{P_{10}}{(P_{10})_0}$$

$$D = \frac{\tau_m}{(\tau_m)_0} \frac{P_0}{(P_0)_0} \quad (\text{II-A-10})$$

II.1.1.3 Calcul de la poussée et de la consommation spécifique :

On utilise les mêmes expressions utilisées au point fixe pour la poussée et la consommation spécifique avec :

$$V_0 \neq 0 \quad \text{et} \quad V_0 = \sqrt{\gamma r T_0} \quad (\text{II-A-11})$$

$$\tau_m = (1 - \varepsilon_{12})(1 - \varepsilon_{45})(1 - \varepsilon_{10}) \Pi_d \Pi_c \frac{P_0}{P_0} \quad (\text{II-A-12})$$

et $\tau_t, t_{10}, M_{10}, V_{10}$ seront calculer de la même façon qu'au point fixe.

II.1.2 Monocorps-monoflux avec PC :

II.1.2.1 Calcul du cycle :

On suit les mêmes étapes qu'au point fixe pour le calcul de la richesse de réchauffe.

II.1.2.2 Calcul de la poussée et de la consommation spécifique :

On utilise les mêmes expressions utilisées au paragraphe I-B-1 sauf :

$$\tau_m = (1 - \varepsilon_{12})(1 - \varepsilon_{45})(1 - \varepsilon_{pc})(1 - \varepsilon_{10}) \Pi_d \Pi_c \frac{P_0}{P_0} \quad (\text{II-B-1})$$

II.1.3 Double flux séparés à fan arrière :

II.1.3.1 Flux primaire :

On connaît T_5 , T_7 , T_4 , Π_c et Π_d , il nous reste à déterminer la température T_8 pour calculer le rapport $\frac{P_8}{P_7}$, d'où le taux de détente moteur :

$$\tau_{mp} = (1 - \varepsilon_{10}) \frac{P_7}{P_0} \frac{P_8}{P_7} \quad (\text{II-C-1})$$

Pour cela, on va tracer la courbe $A_{10p} = f(T_{10p})$. La méthode qu'on va utiliser consiste à donner une valeur à T_{10p} ensuite calculer A_{10p} et refaire l'opération plusieurs fois.

On pose :

$$\Pi_{78} = \frac{P_8}{P_7} \left(\frac{T_8}{T_7} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma} \frac{1}{\eta_c}} \Rightarrow P_8 = P_7 \Pi_{78} \quad (\text{II-C-2})$$

$$\frac{P_7}{P_0} = (1 - \varepsilon_{12})(1 - \varepsilon_{45}) \Pi_c \Pi_d \frac{P_0}{P_0} \quad (\text{II-C-3})$$

On pose :

$$\Pi_{07} = \frac{P_7}{P_0} \Rightarrow P_7 = P_0 \Pi_{07} \quad (\text{II-C-4})$$

$$\frac{P_{10p}}{P_8} = 1 - \varepsilon_{10p} \Rightarrow P_{10p} = P_8 (1 - \varepsilon_{10p}) \quad (\text{II-C-5})$$

D'où :

$$\tau_{mp} = \frac{P_{10p}}{P_0} \quad (\text{II-C-6})$$

Comme on l'a vu précédemment, deux cas de fonctionnement se présentent :

- $\tau_{mp} < \tau_{cp}$:

$$P_{10p} = P_0 \quad (\text{II-C-7})$$

$$t_{10p} = T_{10p} \left(\frac{P_{10p}}{P_{10p}} \right)^{-\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad (\text{II-C-8})$$

- $\tau_{mp} \geq \tau_{cp}$:

$$t_{10p} = \frac{2}{\gamma + 1} T_{10p} \quad (\text{II-C-9})$$

$$P_{10p} = P_{10p} \left(\frac{T_{10p}}{t_{10p}} \right)^{-\frac{\gamma}{\gamma-1}} \quad (\text{II-C-10})$$

Pour les deux cas précédents, on a :

$$V_{10p} = \sqrt{2 C_{p10p} (T_{10p} - t_{10p})} \quad (\text{II-C-11})$$

$$(1 + \alpha_{ch}) D_p = \frac{P_{10p}}{r t_{10p}} V_{10p} A_{10p} \Rightarrow A_{10p} = (1 + \alpha_{ch}) D_p \frac{r t_{10p}}{V_{10p} P_{10p}} \quad (\text{II-C-12})$$

Maintenant si on suppose que $A_{10p} = (A_{10p})_0$, on obtient la valeur de T_{10p} correspondante d'après la courbe $A_{10p} = f(T_{10p})$.

II.1.3.2 Flux secondaire :

Pour le flux secondaire, on ne connaît ni λ ni D_s , alors on trace la courbe $A_{10s} = f(\lambda)$. On donne une valeur à λ ensuite on calcul A_{10s} et on refait l'opération plusieurs fois. Et cela pour une température $T_8 = T_{10p}$ donnée.

D'après l'équilibre turbine-soufflante, on a :

$$T_f = \frac{1}{\lambda C_{p_f}} (1 + \alpha_{ch}) C_{p_{78}} (T_7 - T_8) + T_2 \quad (\text{II-C-13})$$

On a :

$$P_0 = p_0 \frac{P_0}{p_0} \quad (\text{II-C-14})$$

$$P_2 = P_0 (1 - \varepsilon_{12}) \quad (\text{II-C-15})$$

$$P_f = P_2 \left(\frac{T_f}{T_2} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1} \eta_{\sigma}} \quad (\text{II-C-16})$$

$$P_{10s} = P_f (1 - \varepsilon_{10s}) \quad (\text{II-C-17})$$

$$\tau_{ms} = \frac{P_{10s}}{P_0} \quad (\text{II-C-18})$$

- $\tau_{ms} < \tau_{cs}$:

$$P_{10s} = P_0 \quad (\text{II-C-19})$$

$$t_{10s} = T_{10s} \left(\frac{P_{10s}}{P_0} \right)^{-\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad (\text{II-C-20})$$

- $\tau_{ms} \geq \tau_{cs}$:

$$t_{10s} = \frac{2}{\gamma + 1} T_{10s} \quad (\text{II-C-21})$$

$$P_{10s} = P_0 \left(\frac{T_{10s}}{t_{10s}} \right)^{-\frac{\gamma}{\gamma-1}} \quad (\text{II-C-22})$$

Pour les deux cas :

$$V_{10s} = \sqrt{2 C_{p_{10s}} (T_{10s} - t_{10s})} \quad (\text{II-C-23})$$

$$D_s = \lambda D_p \quad (\text{II-C-24})$$

$$A_{10s} = D_s \frac{r t_{10s}}{V_{10s} P_{10s}} \quad (\text{II-C-25})$$

Maintenant, Si on suppose que $A_{10s} = (A_{10s})_0$, on obtient le taux de dilution λ lui correspondant d'après la courbe $A_{10s} = f(\lambda)$.

II.1.3.3 Calcul de la poussée et de la consommation spécifique :

Une fois qu'on a T_{10p} et λ , on recalcule les paramètres :

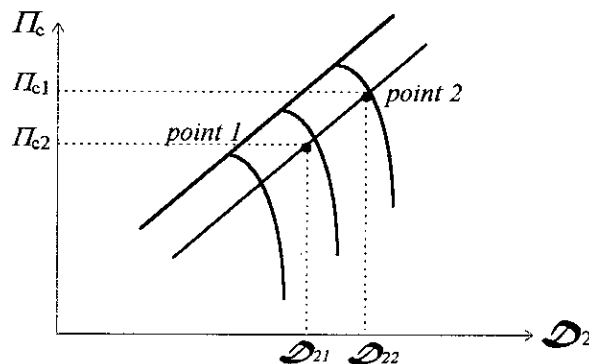
$$t_{mp}, t_{10p}, P_{10p} \text{ et } V_{10p}$$

$$\tau_{ms}, t_{10s}, P_{10s} \text{ et } V_{10s}$$

Maintenant, on peut calculer F_T en utilisant l'expression (II-C-13). Pour la consommation spécifique, on utilise l'expression (II-C-16).

II.2 Méthode 2:

Le calcul hors adaptation diffère du calcul purement thermodynamique par l'introduction de grandeurs géométriques. Alors, on a choisi de varier la section de la tuyère. La méthode consiste à prendre un point quelconque du champ compresseur (Π_c, \mathcal{D}_2) et d'après ce point calculer la section A_{10} de la tuyère et refaire l'opération pour plusieurs points. D'après les résultats obtenus par ce calcul on trace l'évolution de A_{10} en fonction de Π_c . Ces courbes seront utilisées pour prendre directement les sections qui correspondent aux taux de compression calculés.



Mais cette méthode nécessite la connaissance du champ compresseur, or nous n'avons pas en notre disposition cette donnée, alors on a modifié la méthode en gardant toujours le principe de variation de la section de la tuyère.

La méthode modifiée est définie comme suit:

Au point nominal, on fait varier le taux de compression et pour chaque taux on calcule A_{10} . On obtient plusieurs valeurs de A_{10} pour plusieurs valeurs de Π_c ; Et finalement ces différentes valeurs forment la courbe $A_{10} = f(\Pi_c)$. (ces courbes sont données en Annexe I).

En ce qui concerne l'enchaînement du calcul du cycle et des performances on poursuit les mêmes étapes que la *méthode 1* sauf les différences suivantes :

- Pour le calcul du débit :

$$D = \frac{\tau_m}{(\tau_m)_0} \frac{P_0}{(P_0)_0} \frac{A_{10}}{(A_{10})_0} \quad (\text{II-A})$$

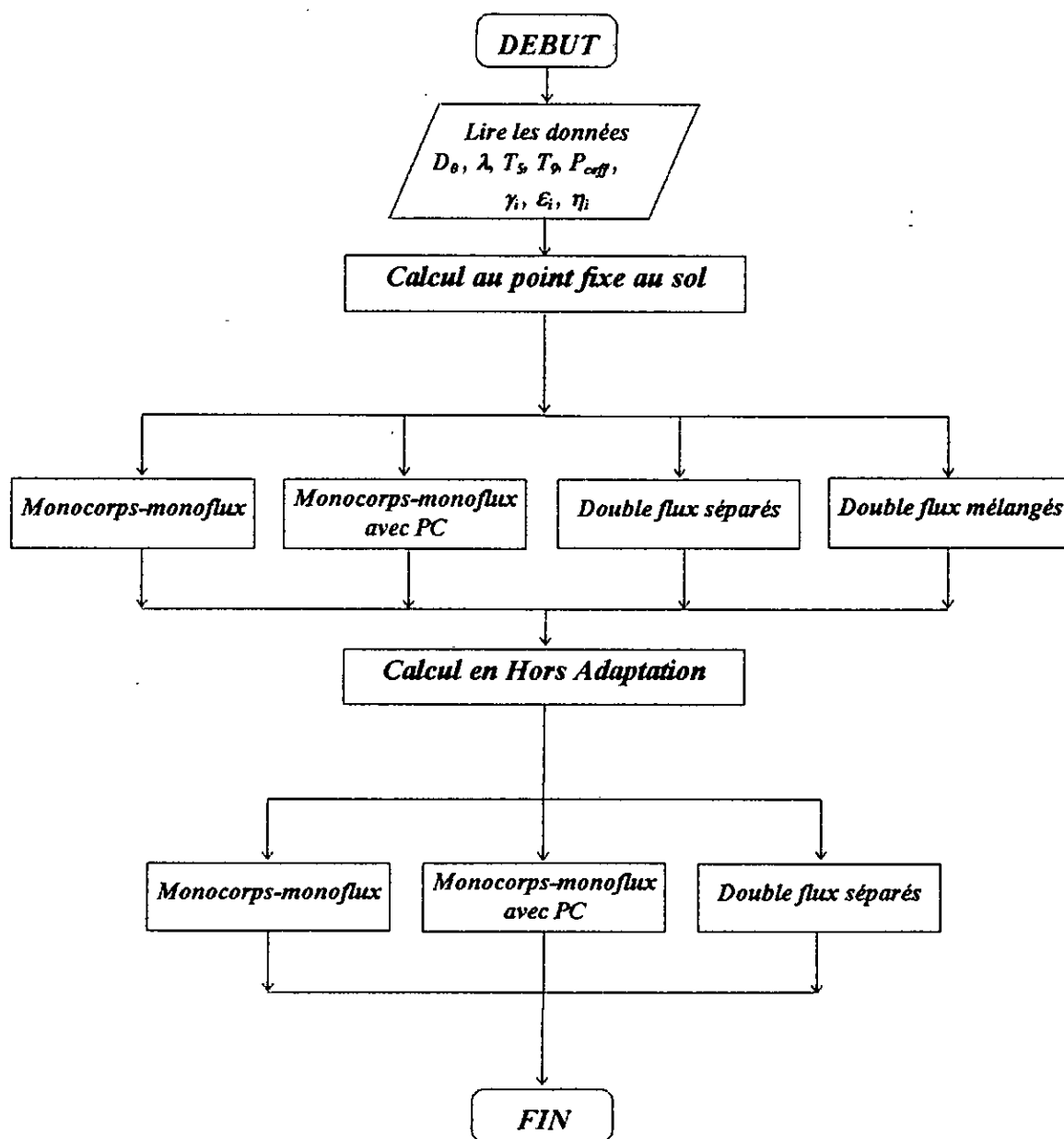
au lieu de:

$$D = \frac{\tau_m}{(\tau_m)_0} \frac{P_0}{(P_0)_0}$$

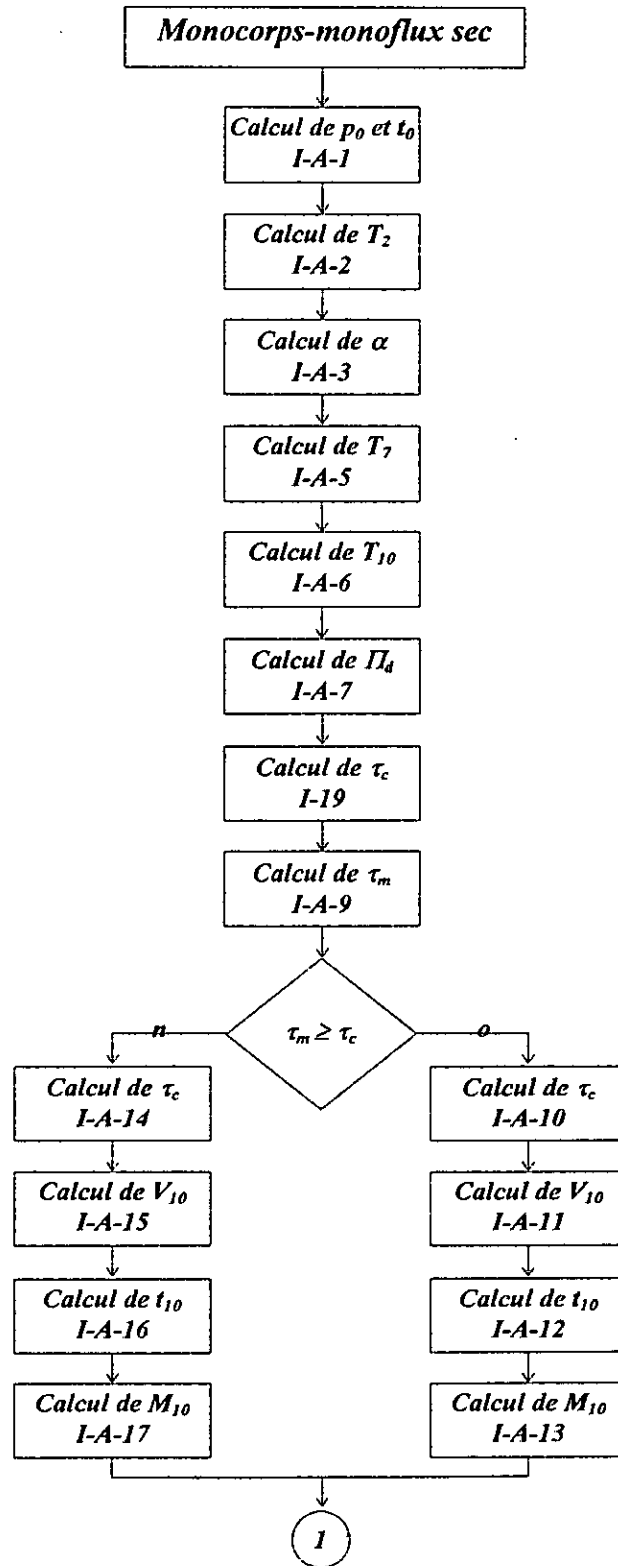
où A_{10} est prise des courbes $A_{10} = f(\Pi_c)$ données en Annexe I

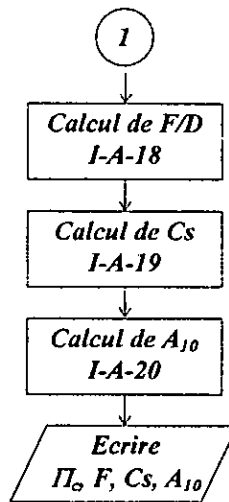
- A_{10p} est prise des courbes $A_{10} = f(\Pi_c)$ au lieu de $A_{10p} = (A_{10p})_0$.
- A_{10s} est prise des courbes $A_{10} = f(\Pi_c)$ au lieu de $A_{10s} = (A_{10s})_0$.

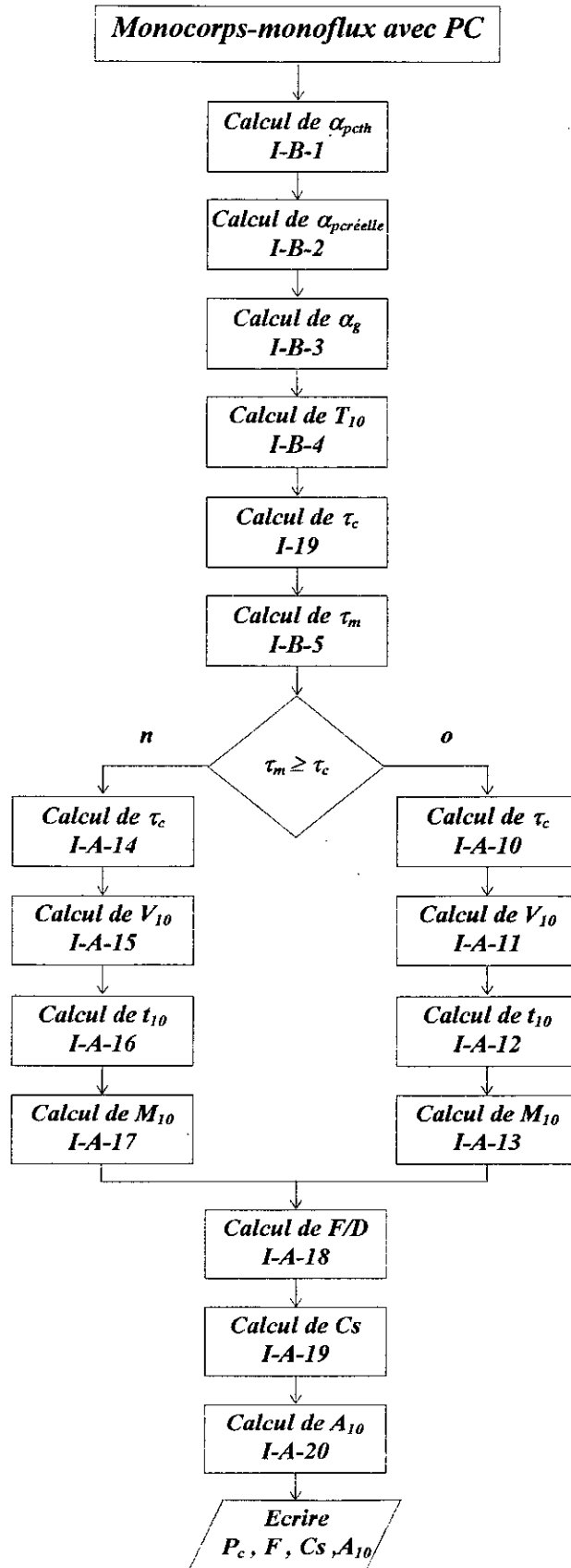
Organigramme détaillé :

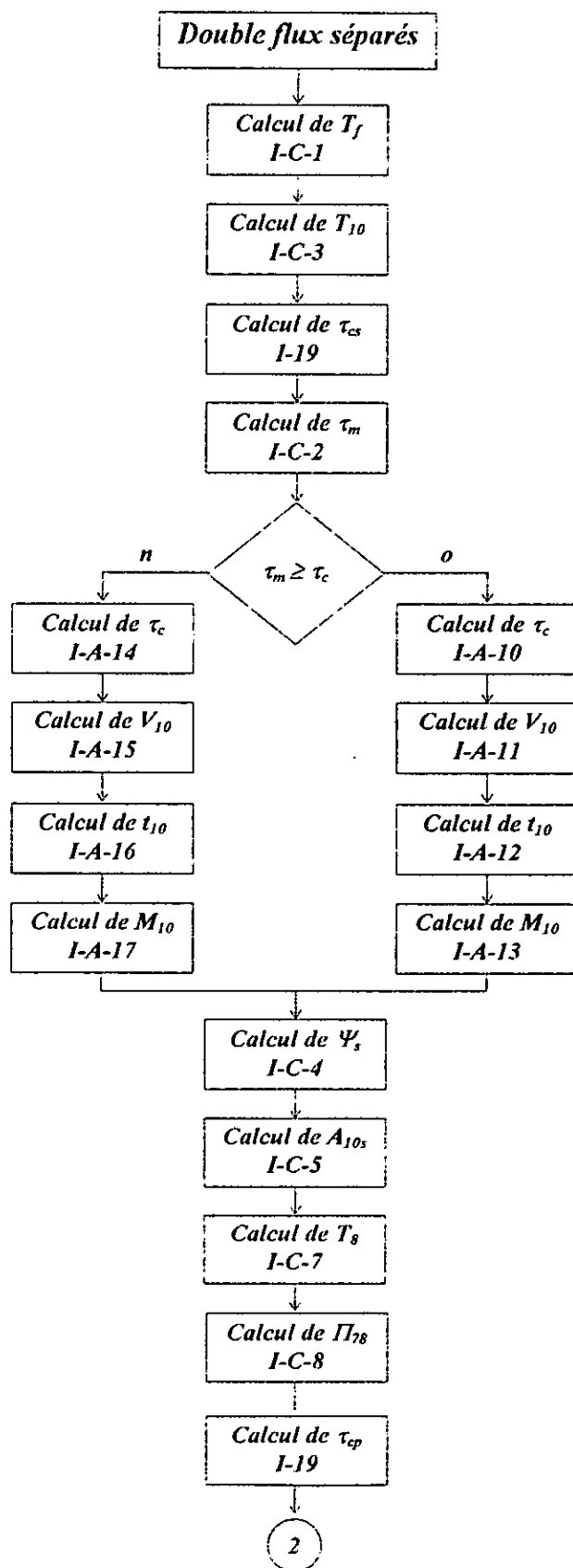


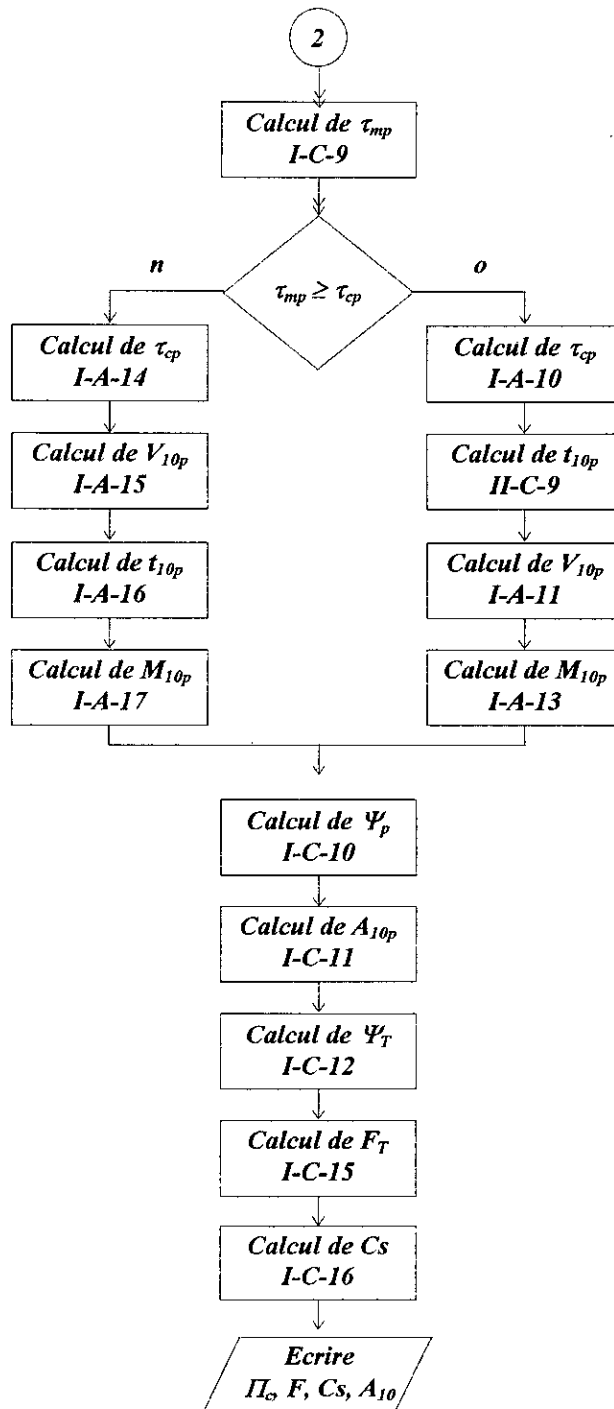
CALCUL AU POINT FIXE AU SOL

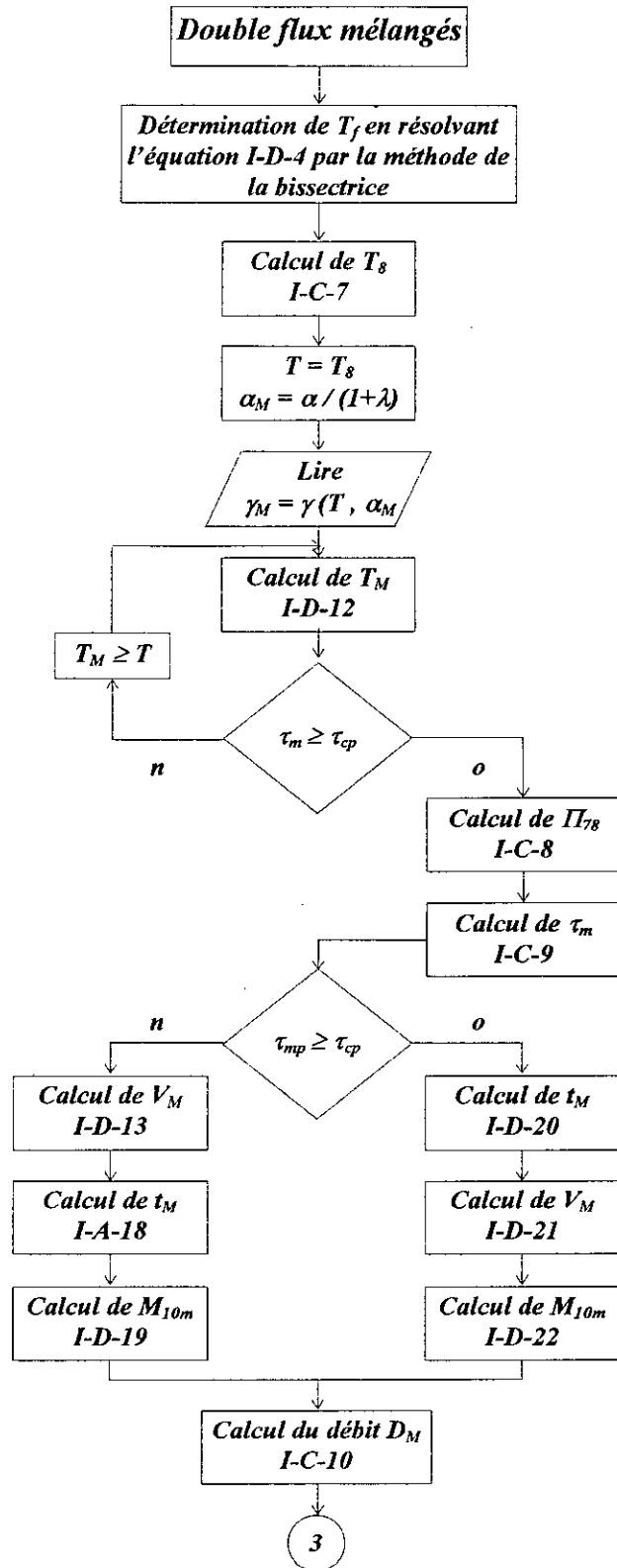


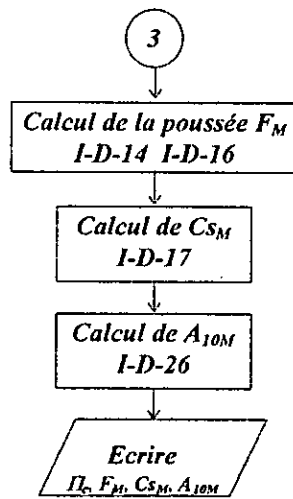






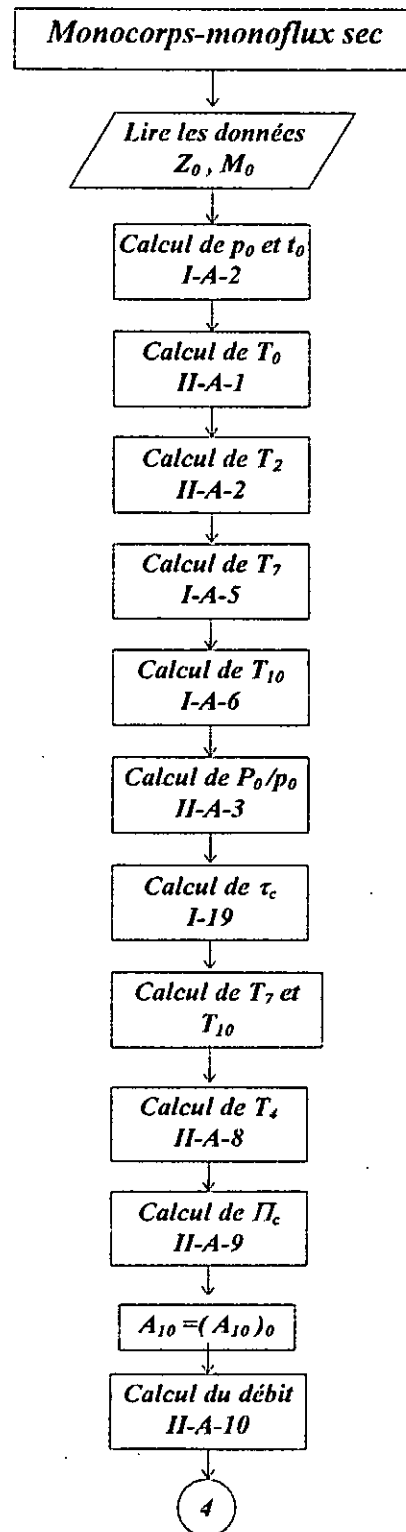


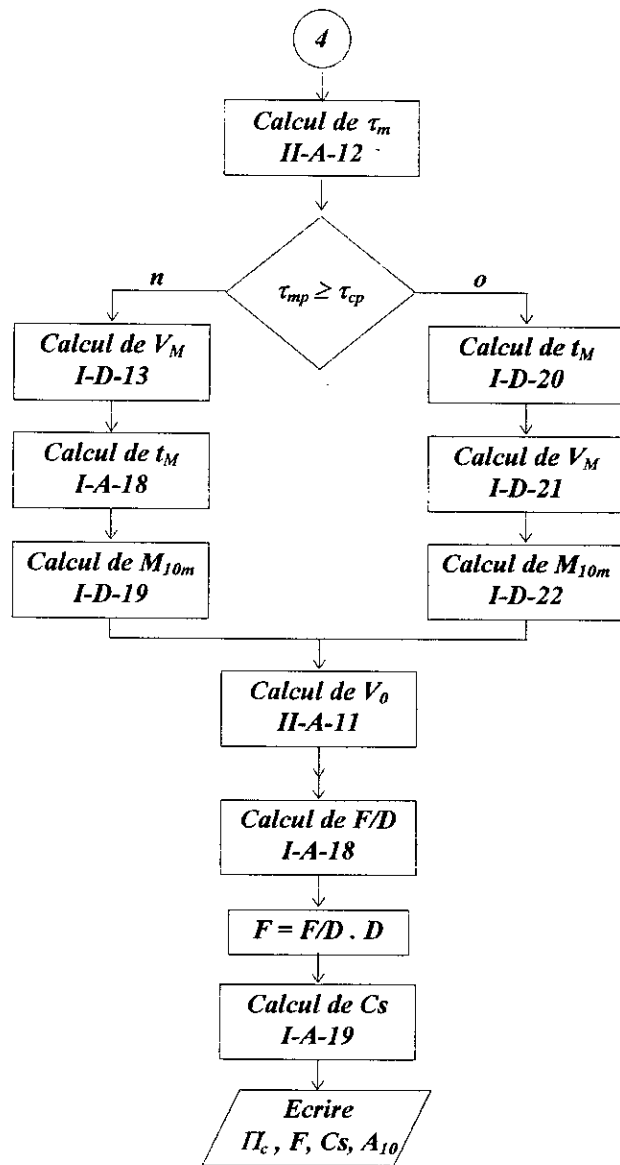


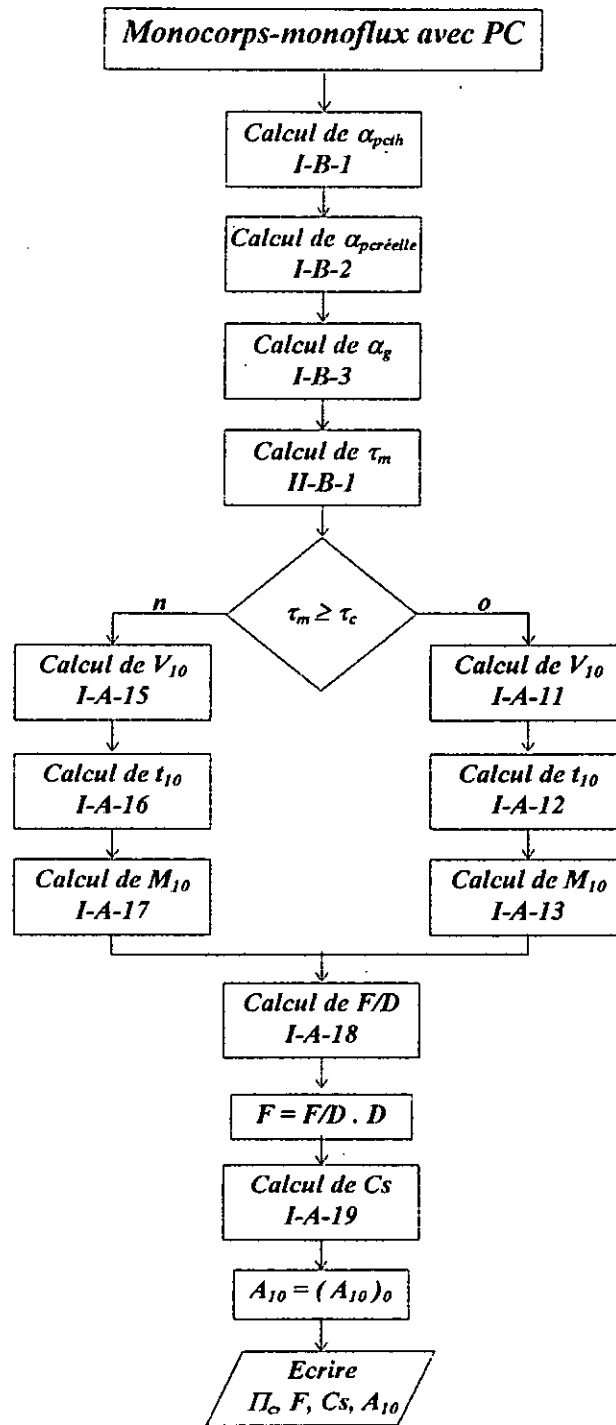


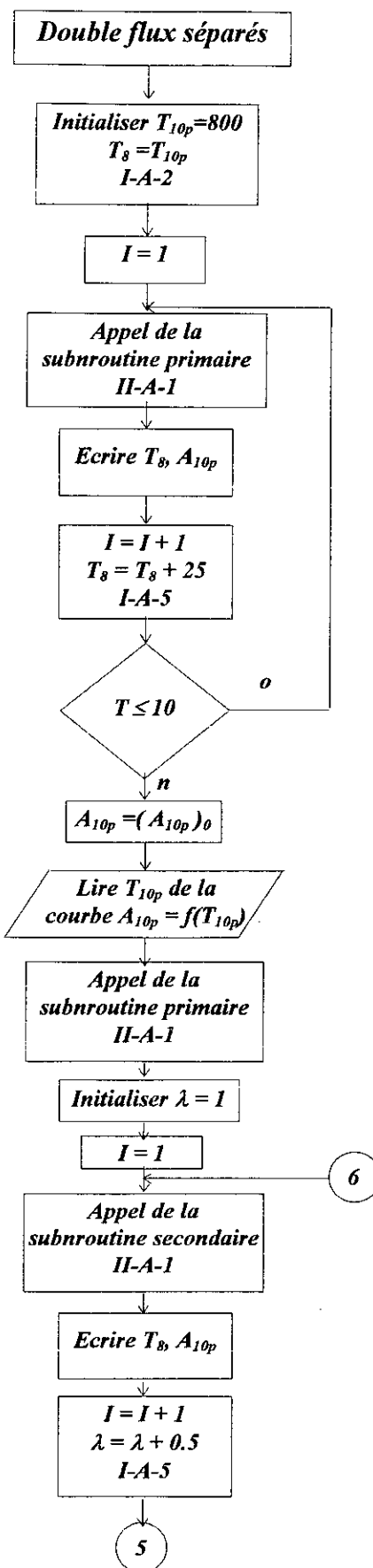
CALCUL EN HORS ADAPTATION

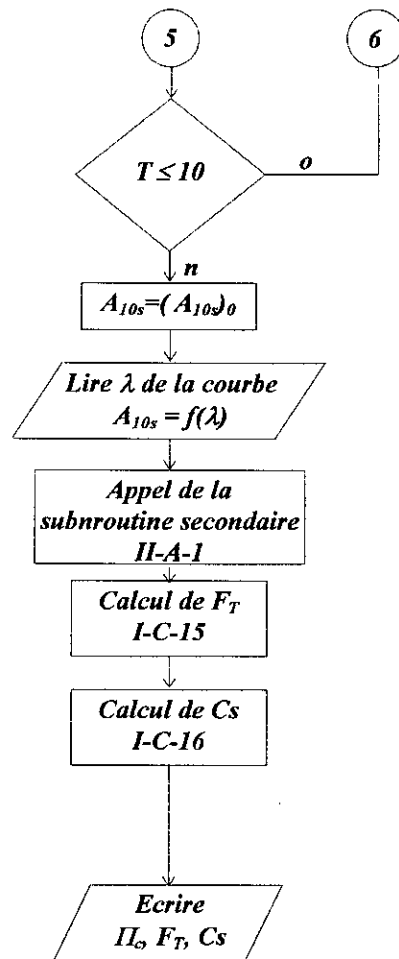
Méthode 1:

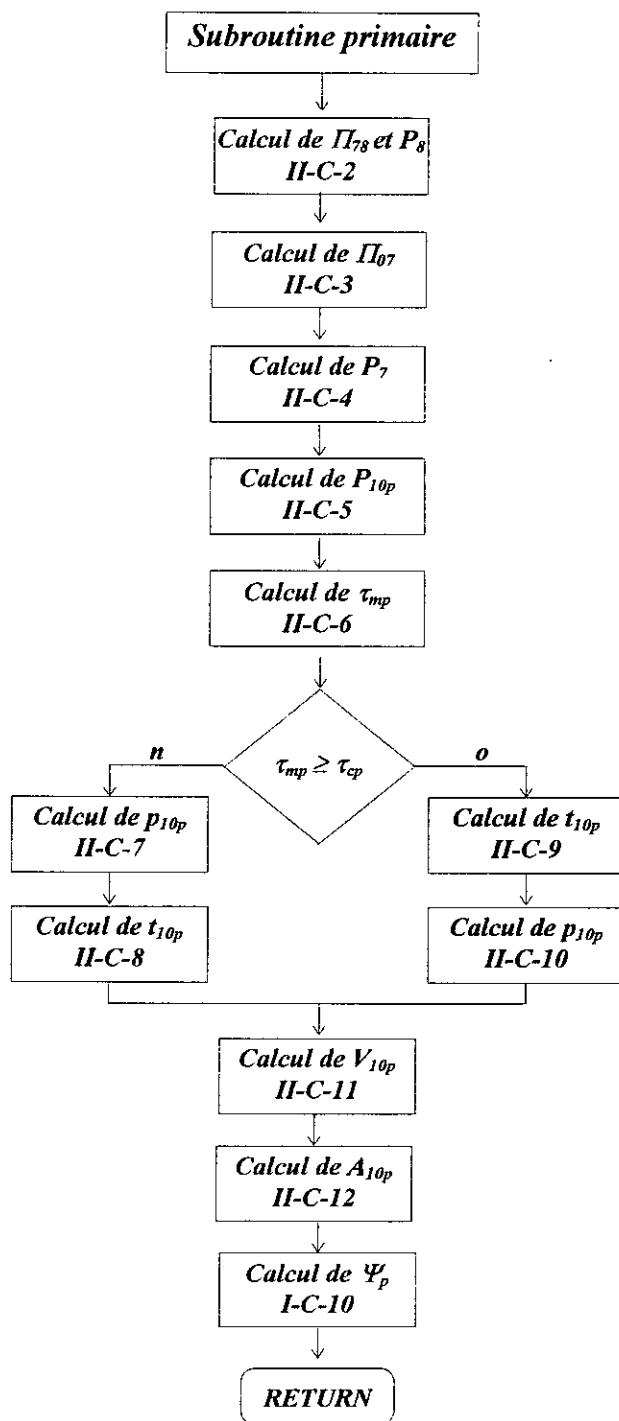


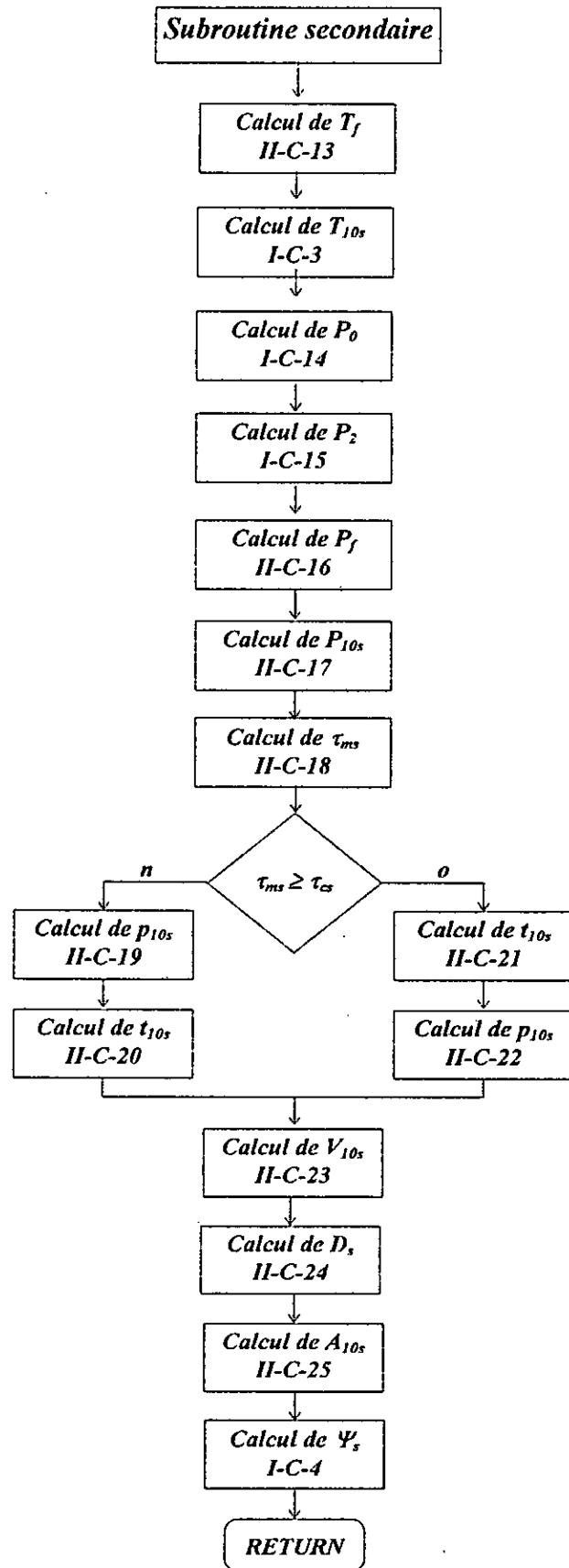




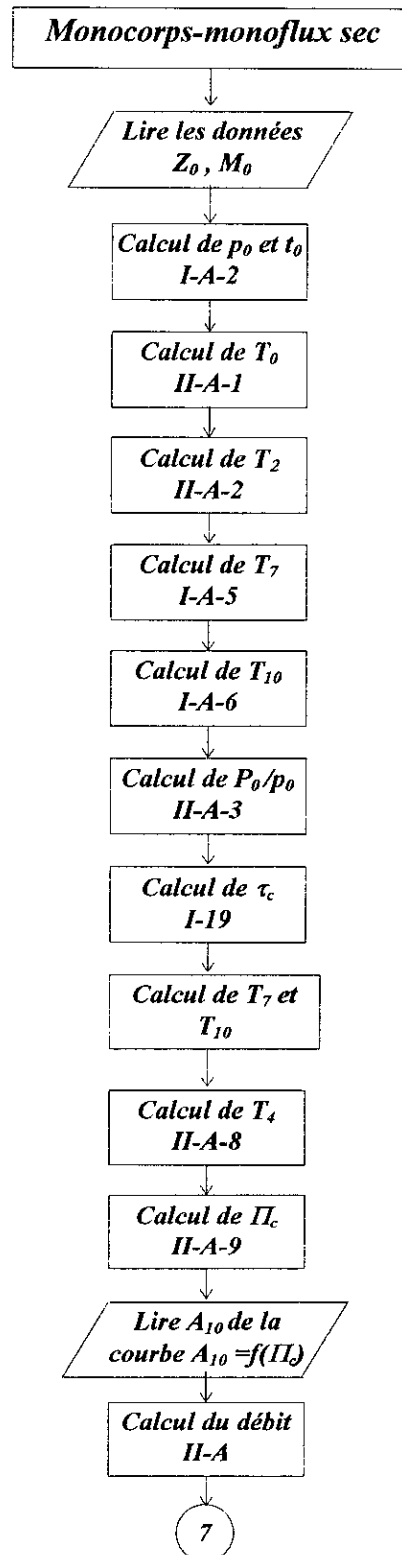


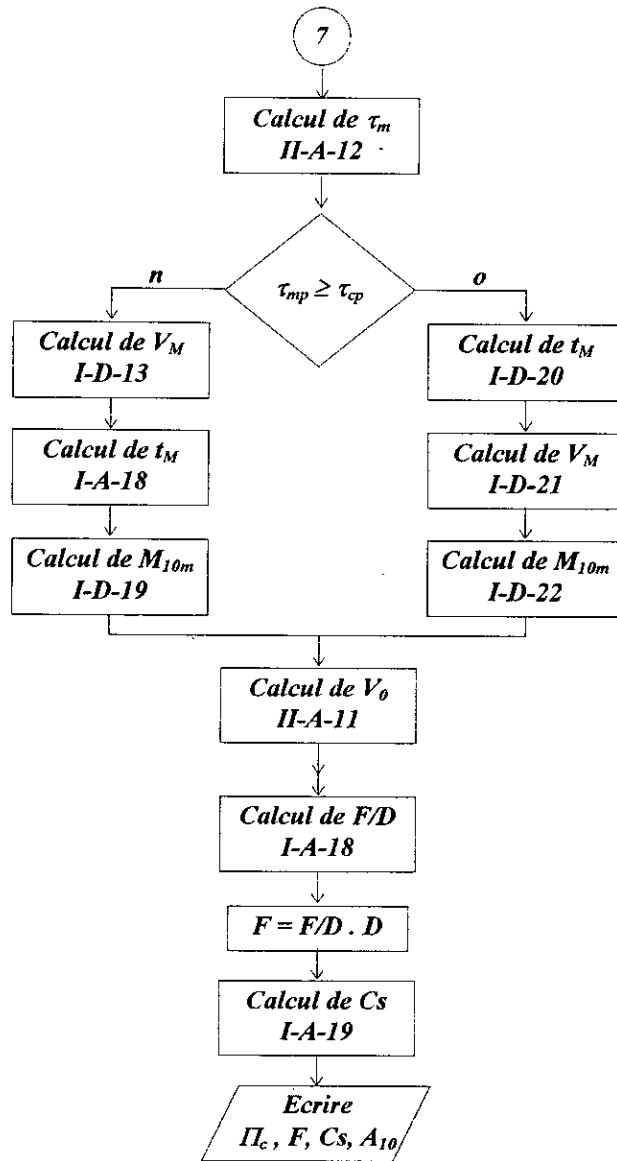


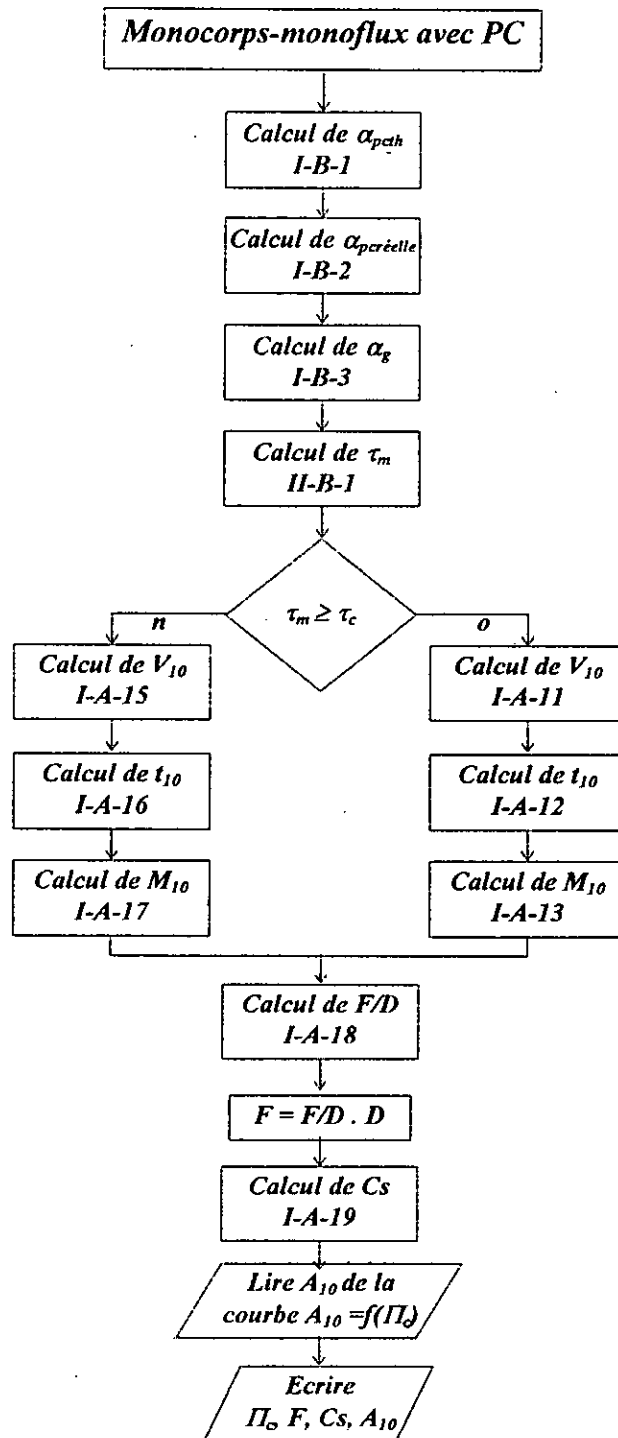


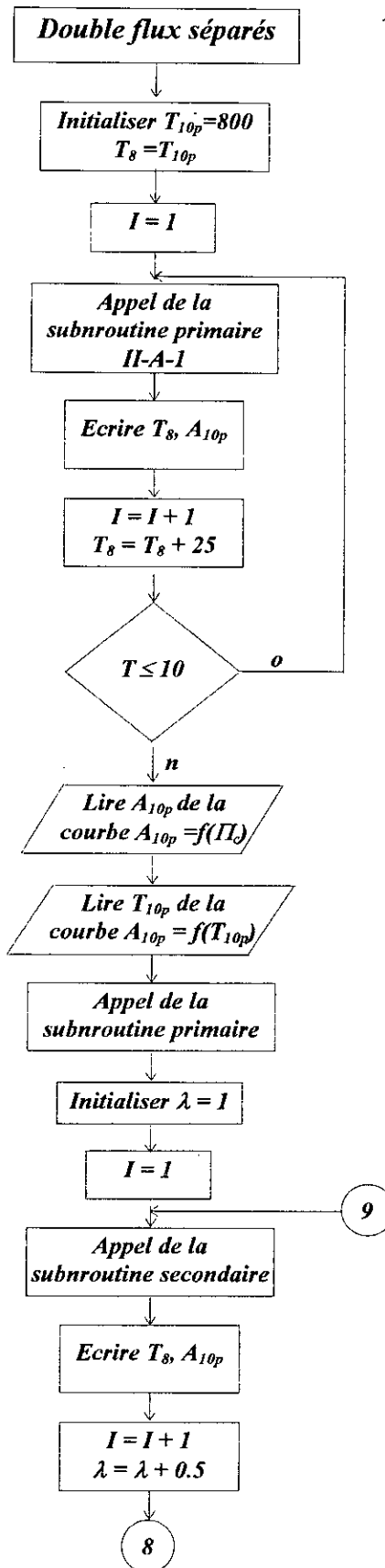


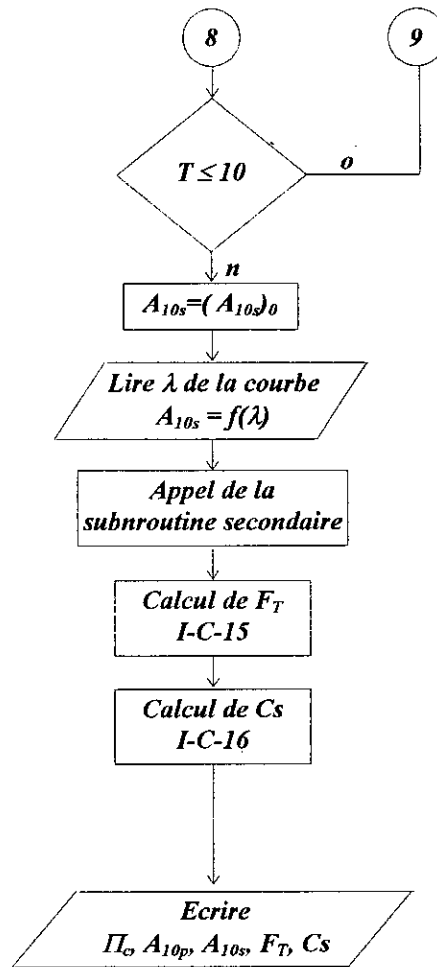
Méthode 2:











CHAPITRE IV

Résultats et Interprétation

CHAPITRE IV
RESULTATS ET INTERPRETATIONS

Dans ce chapitre, on présentera les différents moteurs utilisés dans notre étude avec les données nécessaires à l'exécution du programme qui permet de calculer les performances de ces moteurs, au point fixe au sol et en hors adaptation (organigramme donné au chapitre précédant), ensuite on interprétera les résultats obtenus.

I. Types de moteurs et données :

Les moteurs étudiés sont représentés dans l'Annexe II. C'est la famille J85 de Général Electrique, mais pour le calcul, on a choisit un générateur moyen :

- $P_{ceff} = 43,1 \cdot 106 \text{ J / kg}$
- $T_s = 1230 \text{ }^\circ\text{k}$
- $D_0 = 20 \text{ kg / s}$
- Les différents γ sont constants
- Le taux de compression Π_c varie entre 6 et 10
- En altitude, on prend le point $Z_0 = 11000 \text{ m}$ et $M_0 = 0,8$

I.1 Réacteur monocorps-monoflux :

$$\begin{array}{lll} \gamma_{12} = 1,4 & & \varepsilon_{12} = 0,02 \\ \gamma_{24} = 1,394 & \eta_c = 0,84 & \\ \gamma_{45} = 1,339 & \eta_{comb} = 0,97 & \varepsilon_{45} = 0,05 \\ \gamma_{57} = 1,314 & \eta_t = 0,87 & \\ \gamma_{10} = 1,326 & & \varepsilon_{10} = 0,03 \end{array}$$

I.2 Réacteur monocorps-monoflux avec PC :

$$\begin{array}{lll} \gamma_{12} = 1,4 & & \varepsilon_{12} = 0,02 \\ \gamma_{24} = 1,394 & \eta_c = 0,84 & \\ \gamma_{45} = 1,339 & \eta_{comb} = 0,97 & \varepsilon_{45} = 0,05 \\ \gamma_{57} = 1,314 & \eta_t = 0,87 & \\ \gamma_{pc} = 1,283 & \eta_{pc} = 0,85 & \varepsilon_{pc} = 0,05 \\ \gamma_{10} = 1,326 & & \varepsilon_{10} = 0,03 \end{array}$$

I.3 Réacteur double flux séparés :

$$\begin{array}{lll} \gamma_{12} = 1,4 & & \varepsilon_{12} = 0,02 \\ \gamma_{24} = 1,394 & \eta_c = 0,84 & \\ \gamma_{45} = 1,339 & \eta_{comb} = 0,97 & \varepsilon_{45} = 0,05 \\ \gamma_{57} = 1,314 & \eta_t = 0,87 & \\ \gamma_{89} = 1,323 & \eta_{tf} = 0,85 & \varepsilon_f = 0,03 \end{array}$$

$$\gamma_f = 1,4$$

$$\eta_{ef} = 0,80$$

$$\gamma_{10} = 1,329$$

$$\varepsilon_{10} = 0,03$$

1.4 Réacteur double flux mélangés :

Pour ce type de réacteur, on a gardé les mêmes données utilisées au réacteur à double flux séparés sauf au point δ où s'effectue le mélange, on estimera les γ locaux sur les courbes $\gamma(\alpha, T)$ présentés en annexe I .

II. Interprétation des résultats :

Les résultats indiquants l'évolution de la poussée et de la consommation spécifique en fonction du taux de compression sont représentés dans les figures **(A-1)**; **(A-2)** pour le point de fonctionnement nominal et **(B-1)**; **(B-2)**; **(B-3)**; **(B-4)** pour le fonctionnement en hors adaptation.

II.1 Performance au point nominal :

Le tracé de la poussée en fonction du taux de compression (**fig A-1**) montre que le moteur à double flux mélangés développe la plus forte poussée; Elle varie entre **21600** et **22000 N** alors que la poussée du moteur à double flux séparés est moins forte; Elle se situe entre **20400** et **20600 N** et se rapproche de celle du monocorps-monoflux avec **PC**. Tandis que le monocorps-monoflux sec développe la plus faible poussée; Elle varie entre **13600** et **14000 N**.

En ce qui concerne la consommation spécifique (**fig A-2**), les moteurs à double flux séparés et à double flux mélangés sont les moins consommables de carburants avec une moyenne de **0,6 Kg/da N.h**, alors que le monocorps-monoflux avec **PC** est le plus consommable avec une moyenne de **2,15 Kg/da N.h**. Le monocorps-monoflux sec a une consommation moyenne d'ordre de **0,9 Kg/da N.h**.

II.2 Performances en hors adaptation :

II.2.1 Méthode 1 :

La figure **(B-1)** montre que la plus forte poussée est développée par le moteur à monoflux avec **PC**. Pour un taux de compression qui varie entre **6** et **14** cette poussée varie entre **8600** et **9400 N**. Quand à la poussée développée par le moteur à double flux séparés, elle est moins forte et elle se situe, pour une même variation de Π_c , entre **6400**

et 6600 N. Finalement, le moteur à monoflux développe la plus faible poussée qui varie entre 5600 et 5800 N.

Pour la consommation spécifique (*fig B-2*), on remarque que le moteur à double flux séparés est moins consommable de carburants. La moyenne de sa consommation est de l'ordre de 0,90 Kg/daN.h. Le moteur à monoflux est un peu plus consommable, avec une moyenne de consommation de 0,95 Kg/daN.h. Finalement, le moteur à monoflux avec PC est le plus consommable, il a une moyenne de consommation de l'ordre de 2,19 Kg/daN.h.

Donc, du point de vue poussée, le moteur à monoflux avec PC est le plus performant des trois moteurs. Et du point de vue consommation, le moteur à double flux séparés est le plus performant (*moins consommable de carburants*) des trois moteurs.

II.2.2 Méthode 2 :

Les figures (B-3) et (B-4) qui regroupent les résultats obtenus par les deux méthodes montre qu'il y a une légère différence entre ces résultats. Les consommations spécifiques sont plus au moins confondues, mais les poussées calculées par la 2^{ème} méthode sont légèrement inférieures à celles calculées par la 1^{ère} méthode. Ceci s'explique par ce qui suit :

On a vu au chapitre précédant que la 1^{ère} méthode était plus proche de l'adaptation que de l'hors adaptation car, on a choisit les mêmes sections de tuyères qu'au point nominal. Donc on peut dire que, dans cette méthode, le régime de fonctionnement en hors adaptation était à la limite du point nominal. En revenant à la *figure (A-1)*, on remarque que les poussées sont très fortes, ce qui explique la supériorité des poussées obtenues par cette méthode par rapport à celle obtenues par la 2^{ème} méthode.

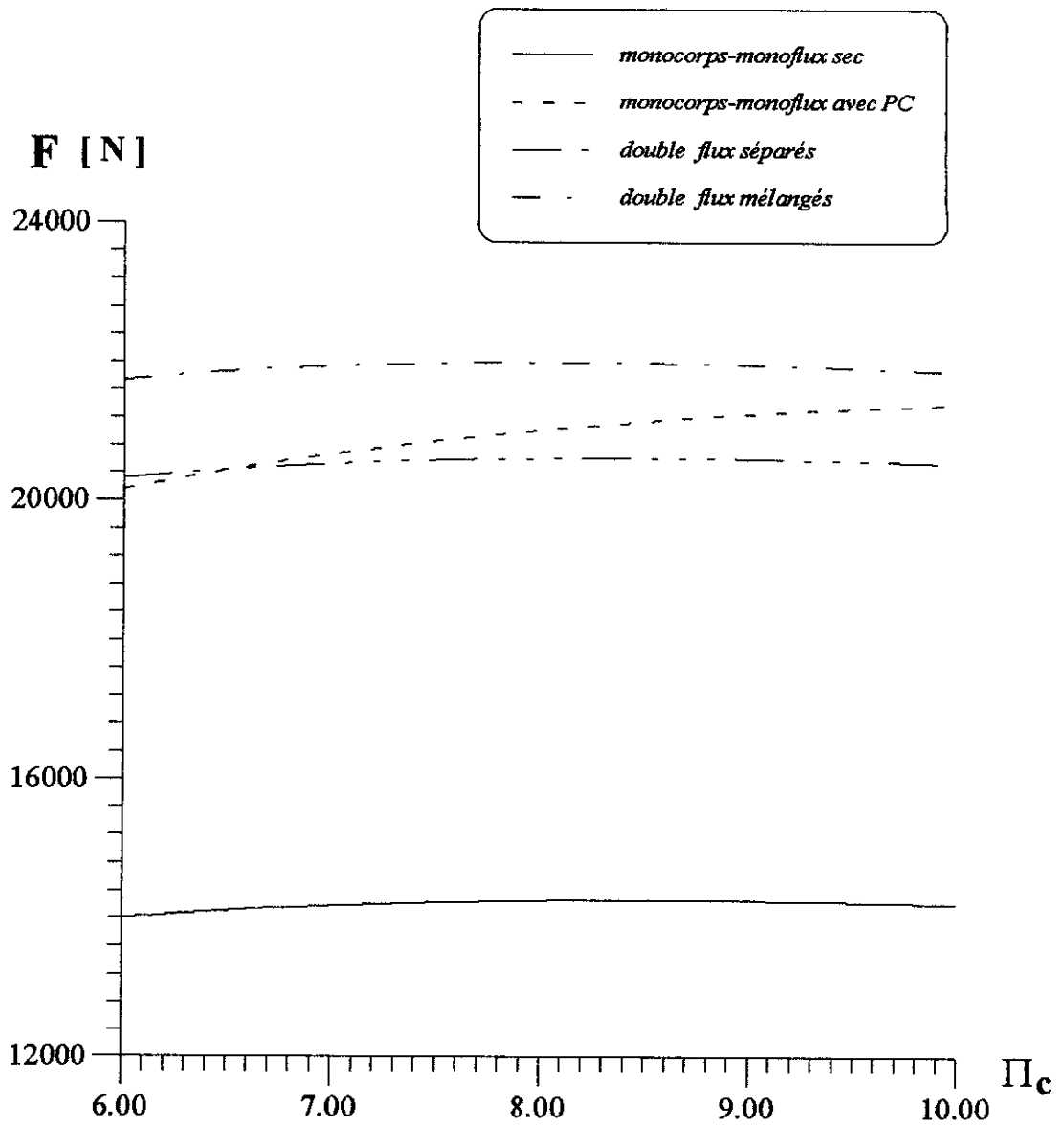


fig (A-1) Variation de la poussée en fonction du taux de compression au point fixe au sol

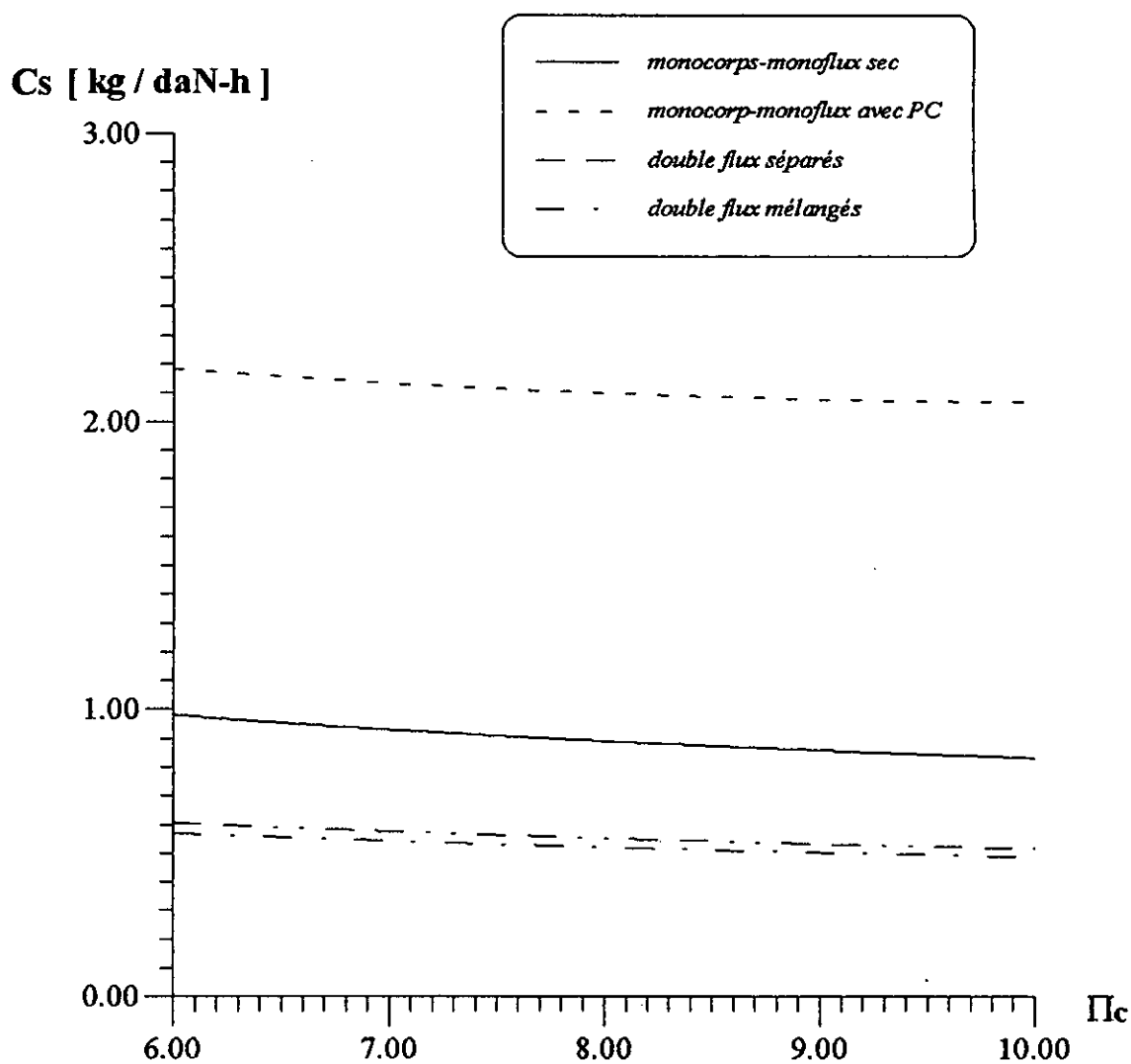


fig (A-2) Variation de la consommation spécifique en fonction du taux de compression au point fixe au sol

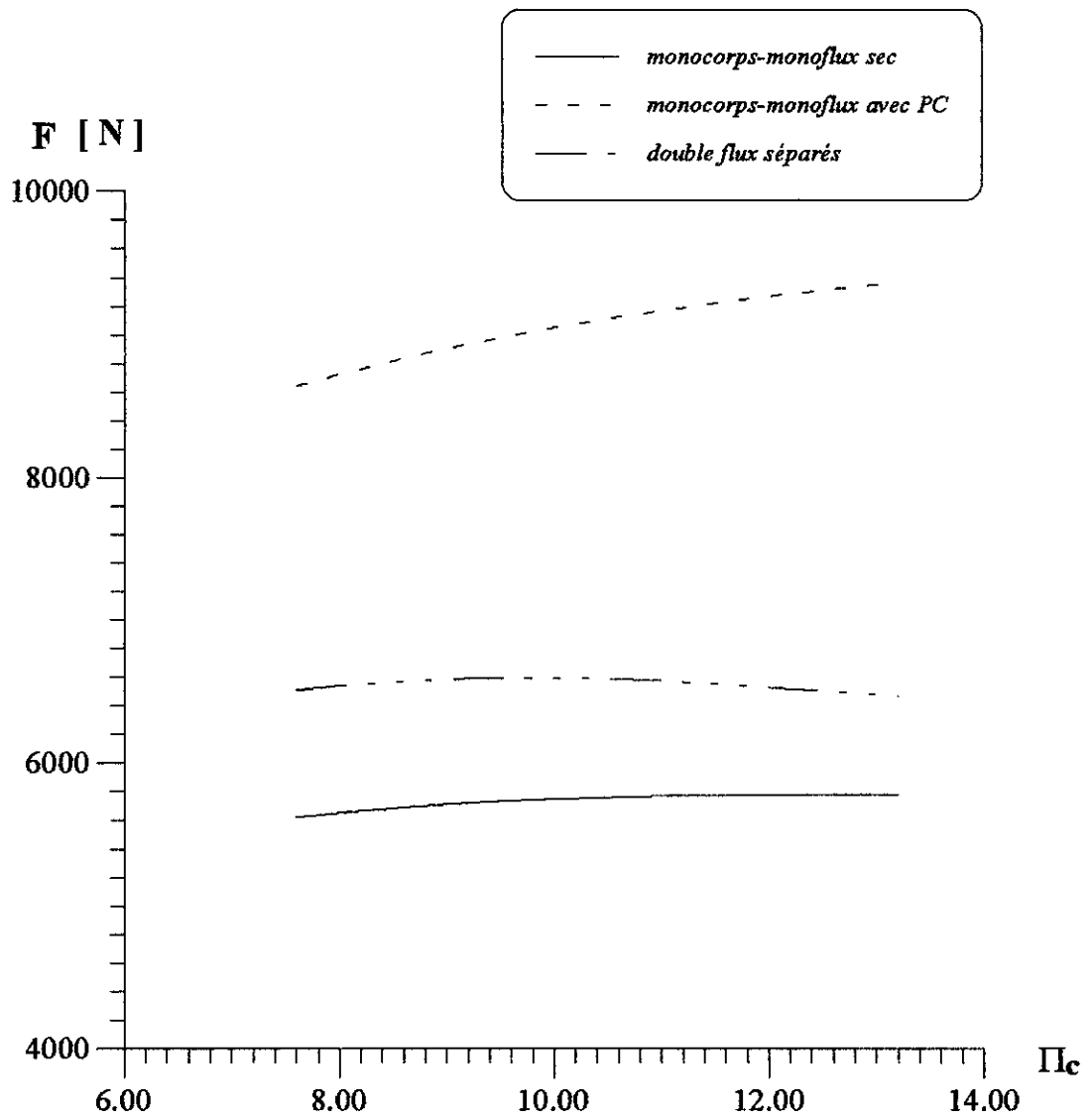


fig (B-1) Variation de la poussée en fonction du taux de compression en Hors Adaptation

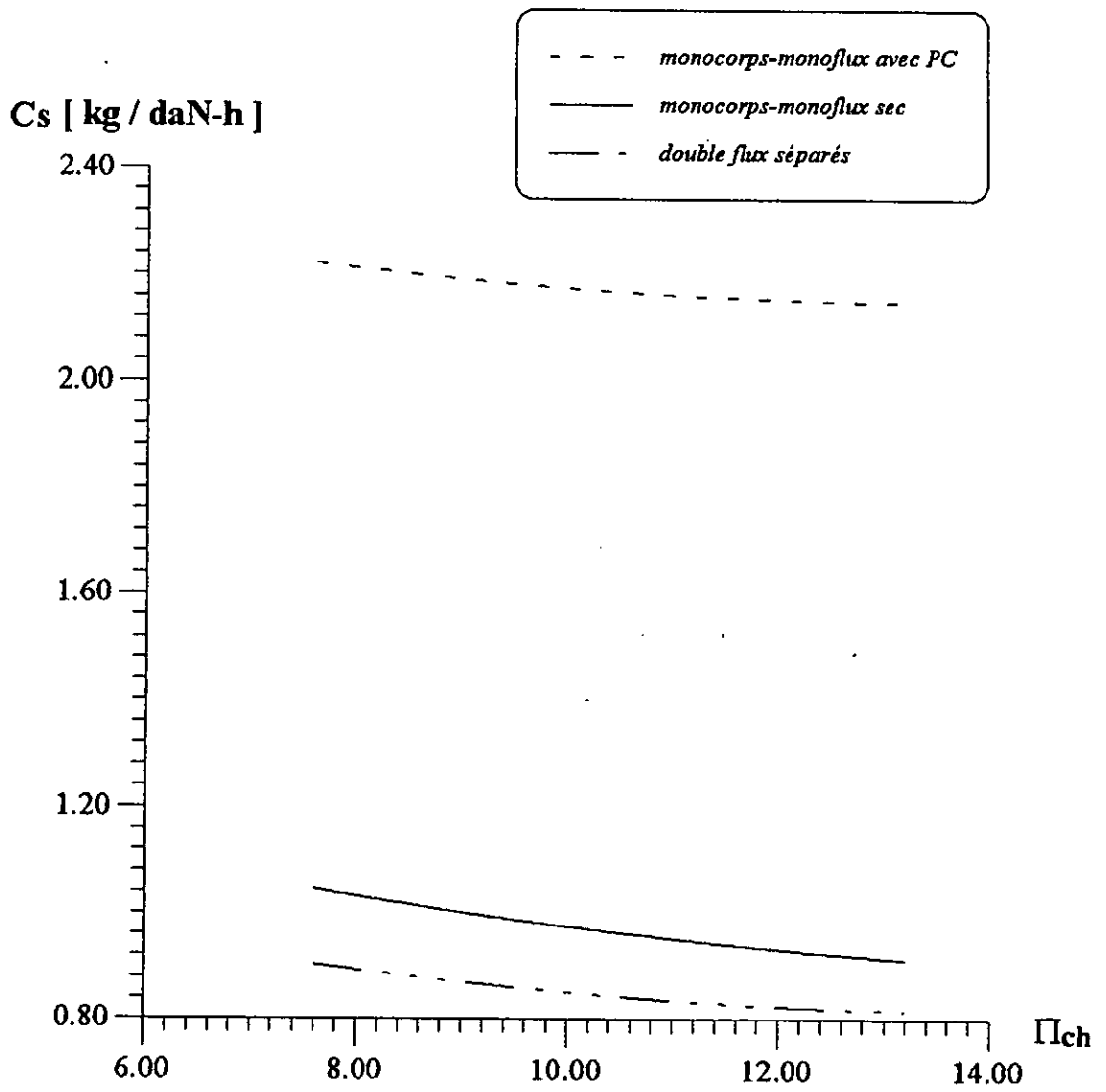


fig (B-2) Variation de la consommation spécifique en fonction du taux de compression en Hors Adaptation

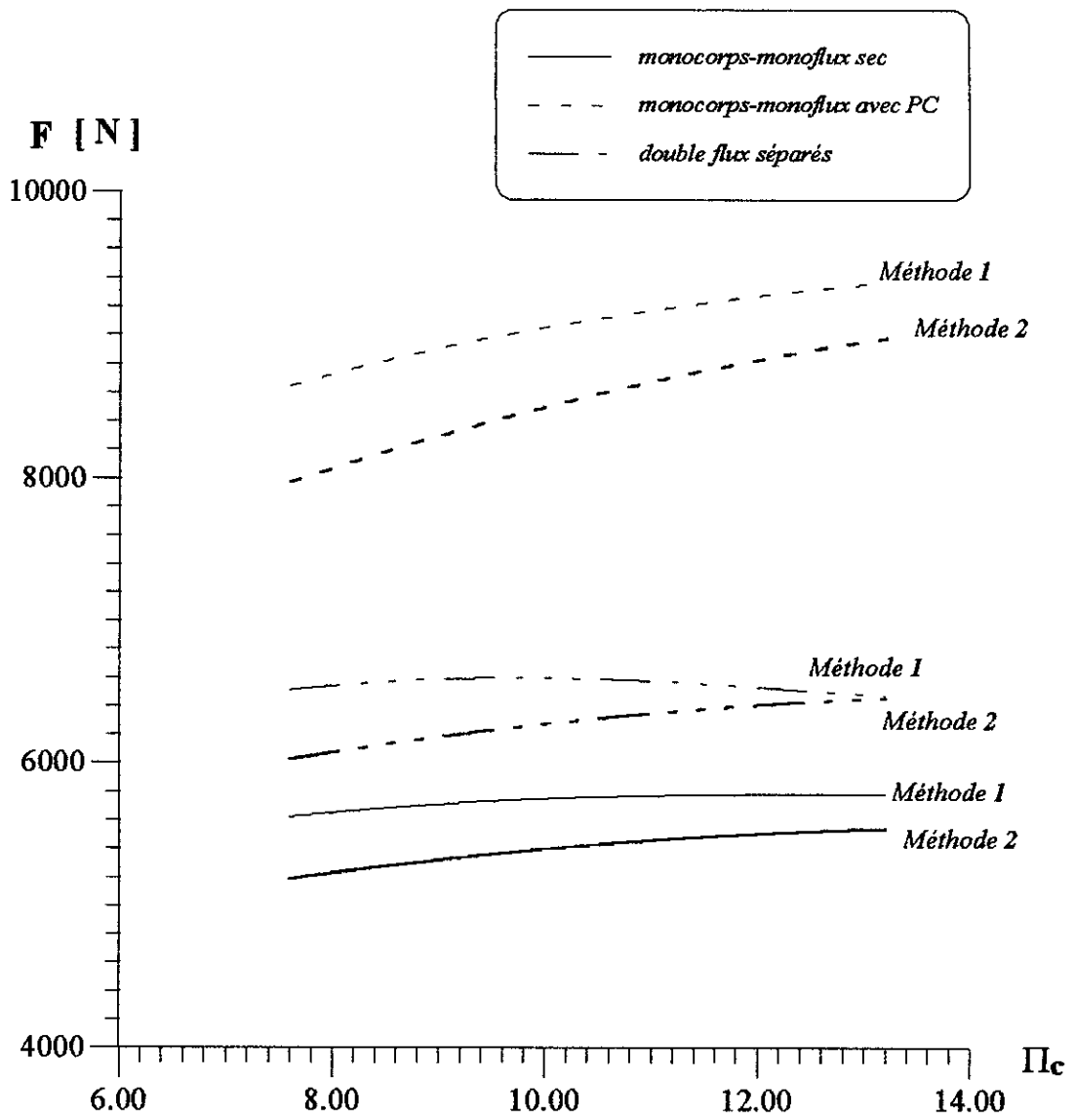


fig (B-3) Variation de la poussée en fonction du taux de compression des deux méthodes en Hors Adaptation

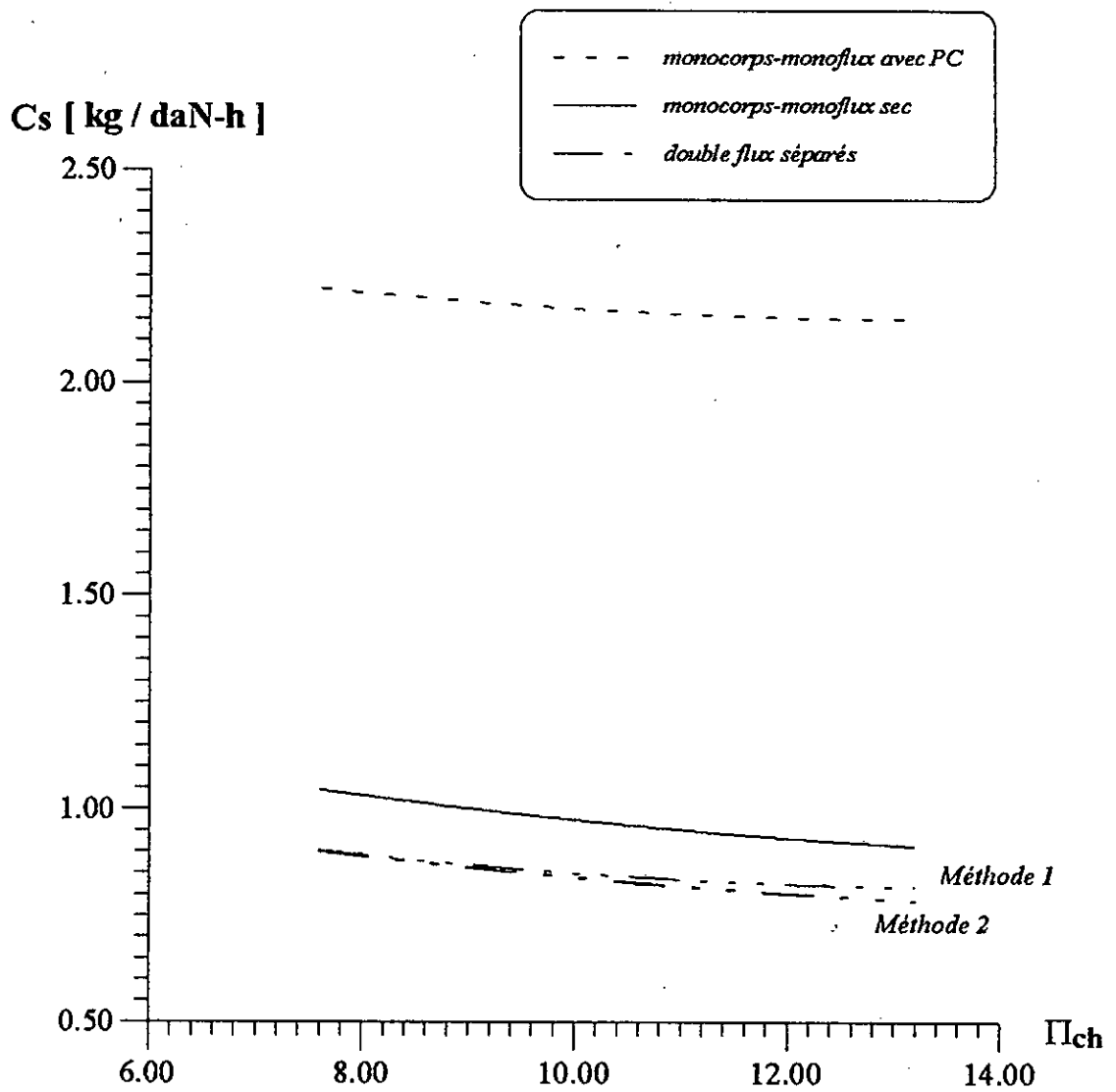


fig (B-4) Variation de la consommation spécifique en fonction du taux de compression des deux méthodes en Hors Adaptationl

CONCLUSION

Les termes " Hors Adaptation " sont pris dans un sens très large. En effet, dans l'étude qu'on a fait, ils désignent non seulement le comportement d'un moteur à des modifications d'ambiance (*température, pression, nombre de Mach*), dans la *méthode 1*, mais aussi l'intérêt de géométrie variables (*tuyère variable par exemple*), dans la *méthode 2*.

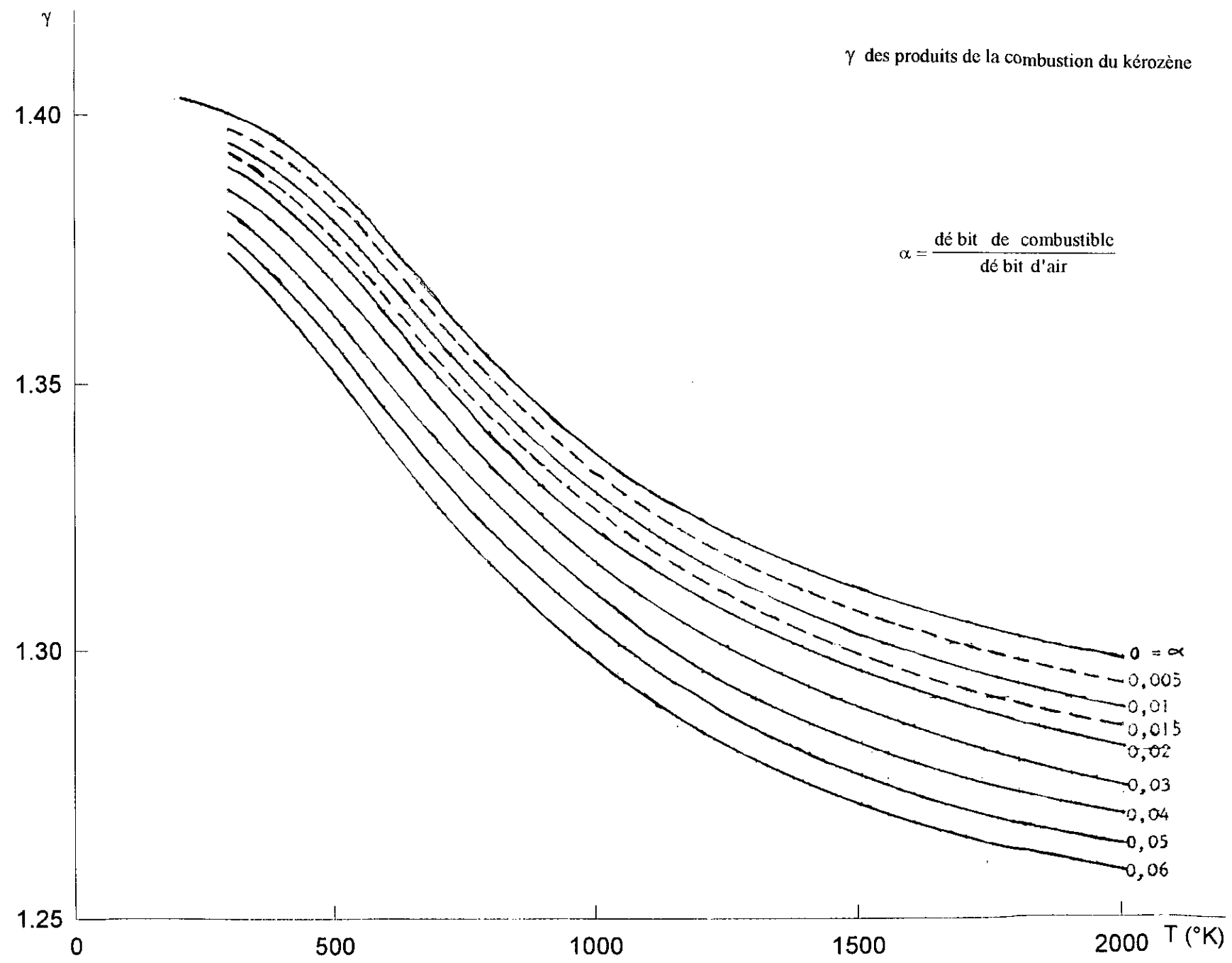
On peut dire donc que le calcul hors adaptation diffère du calcul de cycle purement thermodynamique par l'introduction de grandeurs géométriques. Donc en faisant intervenir directement la géométrie du moteur, le calcul hors adaptation permet d'évaluer l'influence d'une variation de celle-ci et par suit d'optimiser le fonctionnement, soit au niveau de la mise au point et du développement du moteur par un réajustement d'éléments de géométrie fixe (*distributeurs de turbines par exemple*), soit au niveau de la régularisation et de l'utilisation continue (*tuyère variable*).

Donc, il permet de définir une régularisation du moteur. Compte tenu de cette régularisation, il permet de calculer les performances du moteur (*poussée, consommation spécifique*) dans tout le domaine de vol.

Finalement, je souhaite que tous ceux qui sont intéressés par ce thème ne seront pas déçus en lisant ce projet et j'espère que j'ai au moins touché le vrai sens du fonctionnement hors adaptation. Comme je tiens à préciser que j'ai eu des difficultés dans la recherche bibliographique du domaine de propulsion. Ce manque de documentation a créé des obstacles qui ont limité l'étude.

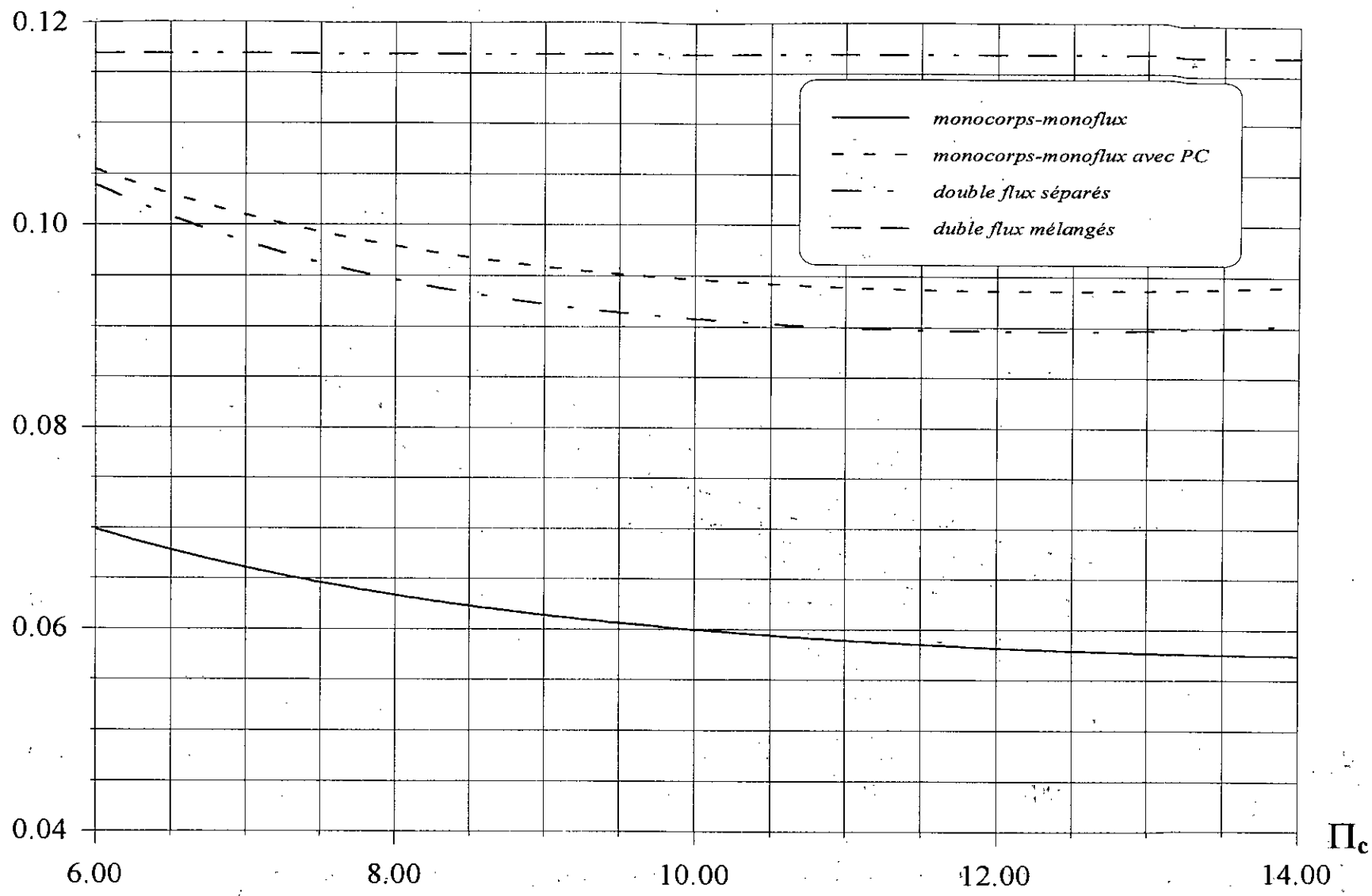
Donc, ce modeste travail mérite d'être complété par une étude plus approfondie, surtout de la *méthode 2*, pour un type bien spécifié de turboréacteur (*le réacteur à double flux par exemple qui est le plus utilisé en pratique*) et ce pour que l'étude soit plus précise.

ANNEXES

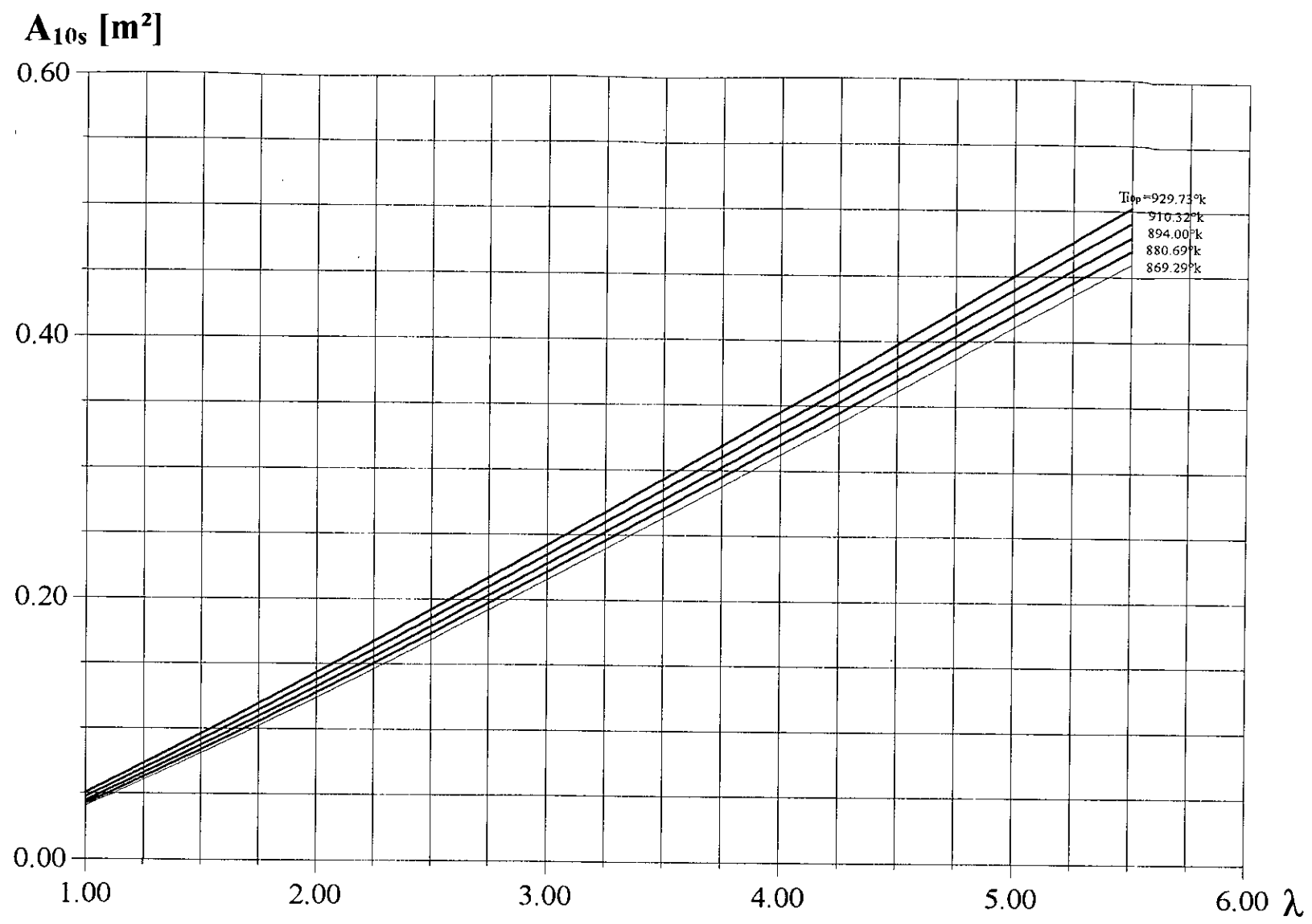


Rapport γ des gaz de combustion en fonction de α et de T°

A_{10} [m²]



Variation de la section de la tuyère en fonction du taux de compression

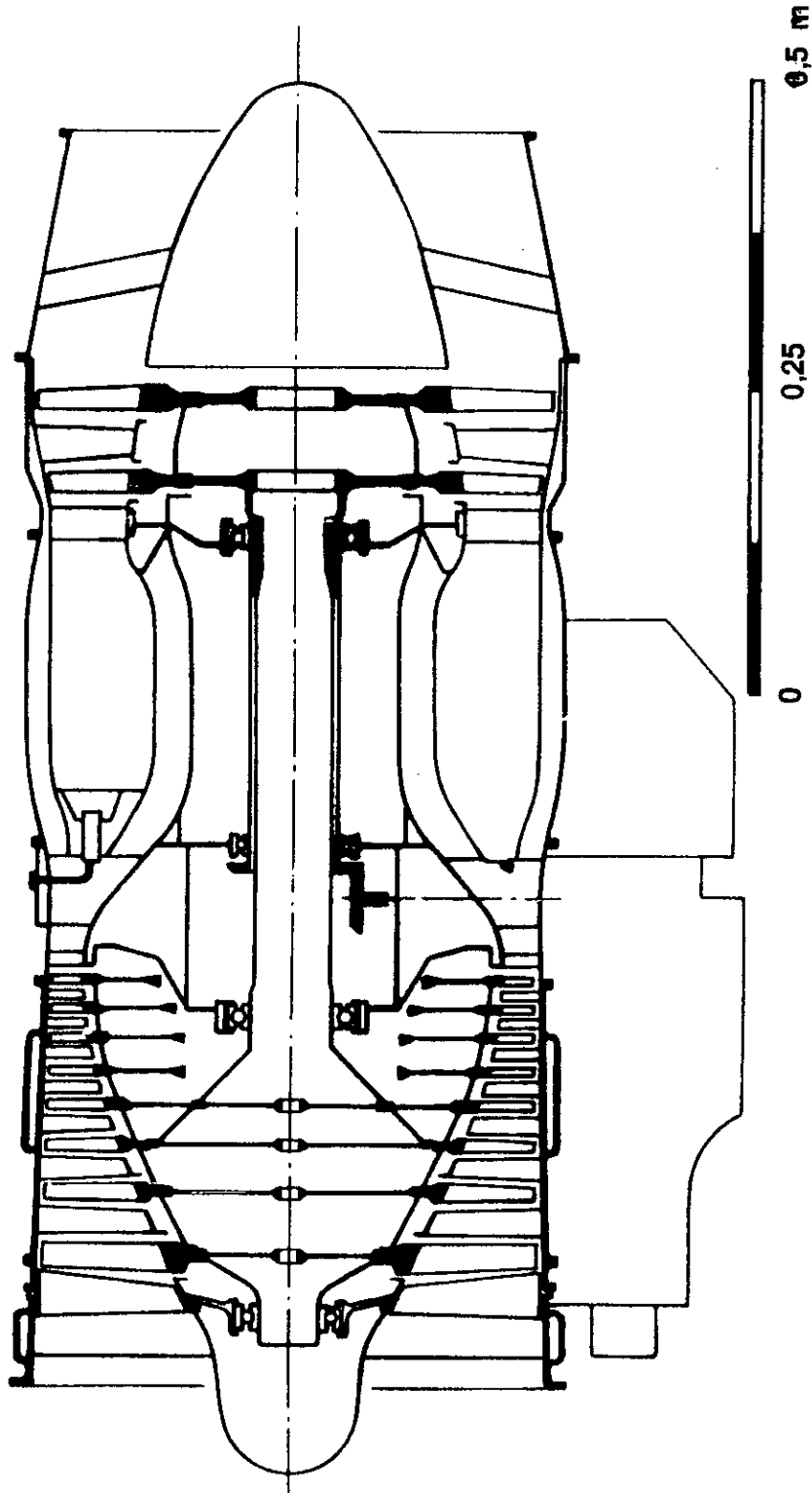


Variation de la section de tuyère secondaire en fonction du taux de dilution du double flux séparés pour différentes températures de sortie de tuyère primaire en Hors-Adaptation

Monocorps-monoflux

GENERAL ELECTRIC CJ 610/8 (J 85)

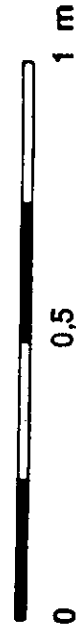
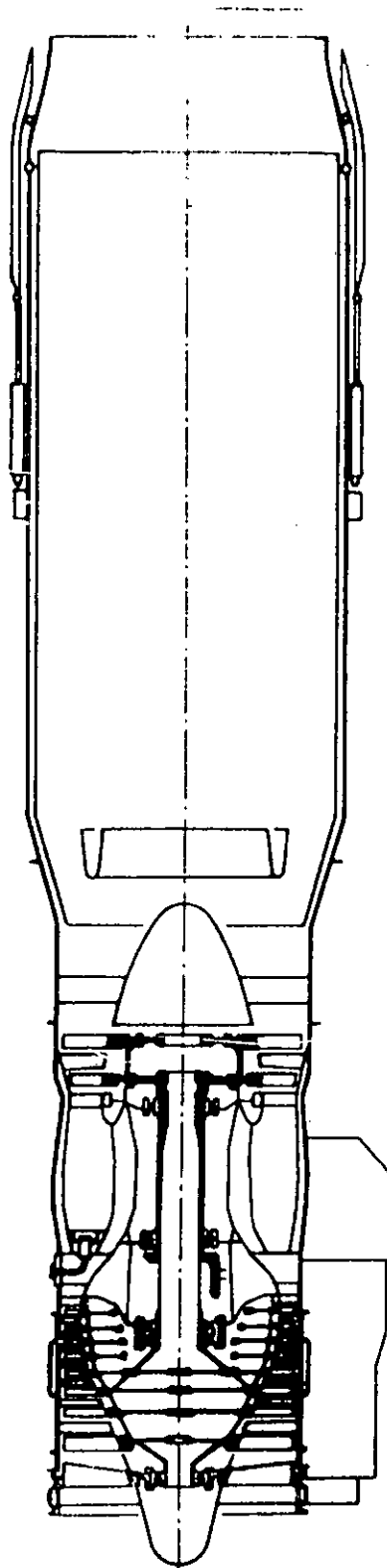
ETATS-UNIS



Monocorps-monoflux avec PC

GENERAL ELECTRIC J85/21

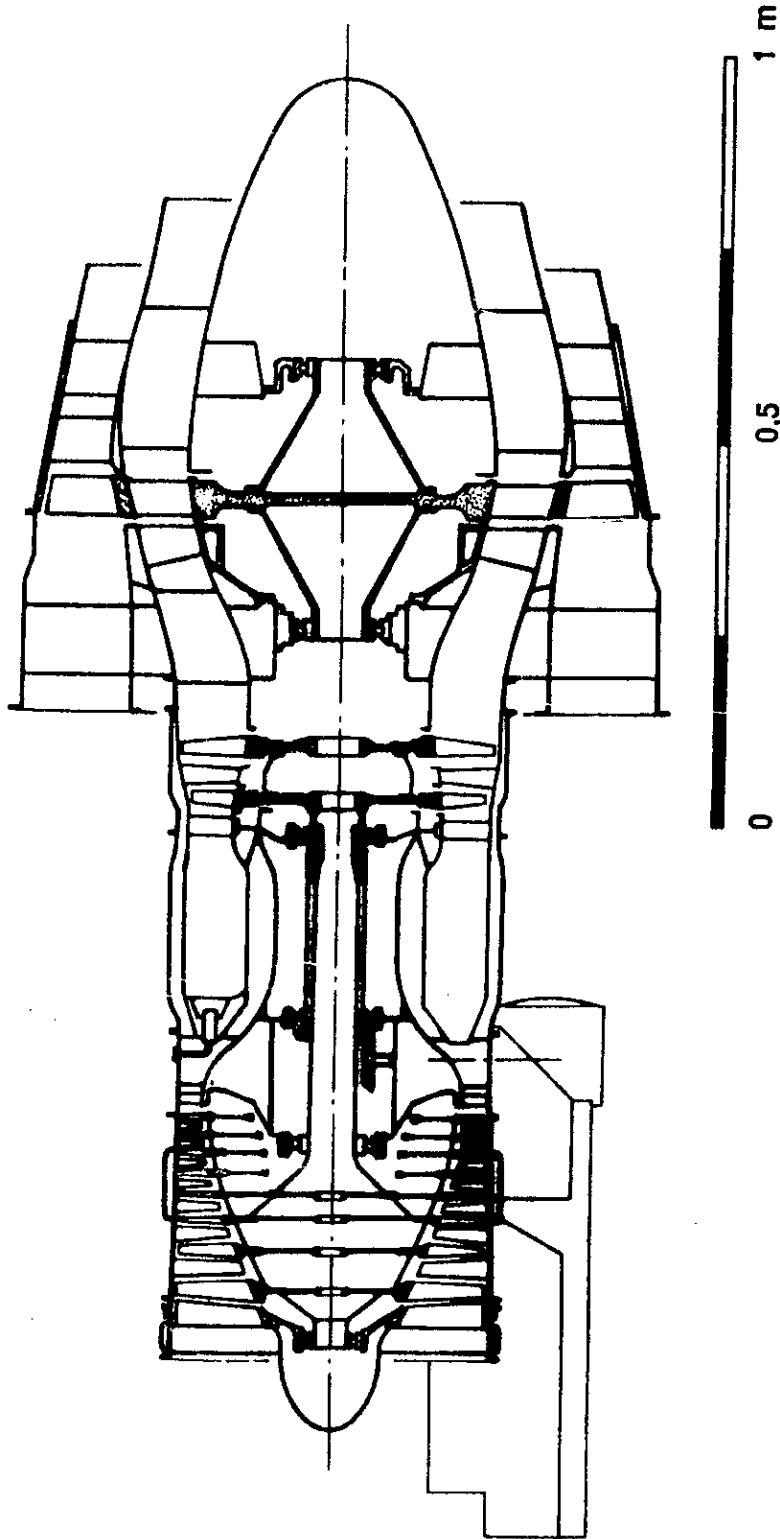
ETATS-UNIS



Double flux séparés

GENERAL ELECTRIC CF 700-2D2 (TF37)

ETATS-UNIS



**REFERENCES
BIBLIOGRAPHIQUES**

REFERENCES
BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] A.Carrere, *Eléments de propulsion*. Ecole Nationale Supérieure de l'Aéronautique et de l'Espace, 1987.
- [2] A.Strohmeier, *Fortran: Approche systématique illustrée d'exemple*. Eyrolles, 1986
- [3] Bouali. *Etude d'un combine turbo stato réacteur*. Projet de Fin d'Etudes, Département de Génie Mécanique, Ecole Nationale Polytechnique, 1993.
- [4] Brice Carnahan, H.A. Luther, James. O.Wilkes, *Applied Numerical Methods*, John Wiley and Sons, 1969.
- [5] Marc Faury, *Adaptation des turbomachines*. Ecole Nationale Supérieure d'Ingénieur de Constructionx Aéronautiques-Toulouse-, 1975
- [6] S.C. Brajou, *Propulsion Tome1 et Tome2*, E.M.A.1, C.S.E.M.A.2, 1984
- [7] S.Faroult, *Fortran structuré et méthodes numériques*, Dunod Informatique, 1986
- [8] Victor Bensimhon, *Fonctionnement hors adaptation des turbomachines*, Masson, 1986.
- [9] "Turbine à gaz Aéronautique et terrestres", *Technique de l'ingénieur*. B4411.