

EUR 4092 f

LIBRARY

COMMUNAUTE EUROPEENNE DE L'ENERGIE ATOMIQUE - EURATOM

**DYNAMIQUE D'UNE CENTRALE
ORGEL 250 MW UTILISANT DES ECHANGEURS
A CIRCULATION FORCEE (BENSON)**

par

C. BONA et H. d'HOOP

1968

LIBRARY



Centre Commun de Recherche Nucléaire
Etablissement d'Ispra - Italie

Centre de Traitement de l'Information Scientifique - C.E.T.I.S.

AVERTISSEMENT

Le présent document a été élaboré sous les auspices de la Commission des Communautés Européennes.

Il est précisé que la Commission des Communautés Européennes, ses contractants, ou toute personne agissant en leur nom :

ne garantissent pas l'exactitude ou le caractère complet des informations contenues dans ce document, ni que l'utilisation d'une information, d'un équipement, d'une méthode ou d'un procédé quelconque décrits dans le présent document ne porte pas atteinte à des droits privatifs;

n'assument aucune responsabilité pour les dommages qui pourraient résulter de l'utilisation d'informations, d'équipements, de méthodes ou procédés décrits dans le présent document.

Ce rapport est vendu dans les bureaux de vente indiqués en 4^e page de couverture

au prix de FF 8,50	FB 85,—	DM 6,80	Lit. 1 060	Fl. 6,20
--------------------	---------	---------	------------	----------

Prière de mentionner, lors de toute commande, le numéro EUR et le titre qui figurent sur la couverture de chaque rapport.

Imprimé par Guyot, s.a.
Bruxelles, décembre 1968

Le présent document a été reproduit à partir de la meilleure copie disponible.

EUR 4092 f

LIBRARY

COMMUNAUTE EUROPEENNE DE L'ENERGIE ATOMIQUE - EURATOM

DYNAMIQUE D'UNE CENTRALE
ORGEL 250 MW UTILISANT DES ECHANGEURS
A CIRCULATION FORCEE (BENSON)

par

C. BONA et H. d'HOOP

1968



Centre Commun de Recherche Nucléaire
Etablissement d'Ispra - Italie

Centre de Traitement de l'Information Scientifique - C.E.T.I.S.

RÉSUMÉ

L'objet de ce rapport est la simulation analogique du comportement dynamique de la centrale prototype ORGEL 250 MW utilisant des échangeurs à circulation forcée (BENSON).

Une première partie donne une discussion du modèle mathématique qui a été mis au point pour cette étude.

Une seconde partie donne une synthèse des résultats obtenus sur le calculateur analogique.

MOTS-CLÉS

REACTORS
POWER PLANTS
ORGEL REACTOR
SIMULATORS
ANALOG SYSTEMS
HEAT EXCHANGERS
FORCED CONVECTION
NUMERICALS

Table des matières

- Introduction
- 1. Modèle mathématique
 - 1.1 Réacteur
 - 1.2 Equations hydrauliques du circuit primaire
 - 1.3 Equations hydrauliques du circuit secondaire eau-vapeur
 - 1.4 Echanges thermiques dans le BENSON
 - 1.5 Système de contrôle
- 2. Simulation sur calculateur analogique
 - 2.1 Réponses du système hydraulique
 - 2.2 Stabilité du secondaire
 - 2.3 Comportement de l'échangeur
- Résumé des conclusions



DYNAMIQUE D'UNE CENTRALE ORGEL 250 MW UTILISANT DES ECHANGEURS
A CIRCULATION FORCEE (BENSON)

Introduction (*)

L'objet de l'étude décrite dans ce qui suit est de simuler sur calculateur analogique le comportement dynamique d'une centrale ORGEL qui utilise des échangeurs de chaleur à circulation forcée (type BENSON). Une étude de dynamique d'une centrale utilisant des échangeurs à ballon avait déjà été faite précédemment, mais le comportement transitoire très différent de l'échangeur BENSON ne permet pas l'extention des conclusions d'un cas à l'autre.

L'exposé est articulé en deux parties: la première donne une description du modèle mathématique utilisé pour la représentation sur calculateur: dans cette partie on mettra surtout en évidence les développements originaux qui ont été nécessaires pour la représentation de l'échangeur Benson, et qui impliquent la réduction d'équations aux dérivées partielles et aux frontières variables, à un système de dérivées ordinaires dans le temps. La formulation des parties utilisant des techniques connues ne sera que brièvement rappelée, pour aboutir à un exposé complet.

La seconde partie sera une discussion des résultats de calcul: elle sera basée sur les caractéristiques constructives et les données numériques de la centrale ORGEL prototype de 250 MW, faisant actuellement l'objet d'un concours (juin 1968).

Dans cette seconde partie, seront mises en relief les conditions qu'il est nécessaire de respecter pour aboutir à un schéma efficace de régulation.

(*) Manuscrit reçu le 17 septembre 1968.

1. Modèle Mathématique

1.1 Réacteur

Pour simuler le comportement dynamique d'une centrale nucléaire il n'est pas nécessaire de représenter en détail le comportement du réacteur; l'approximation habituelle du modèle point ne représentant que des moyennes est suffisante, tant pour la puissance neutronique que pour les échanges thermiques:

$$(1) \quad \frac{dn}{dt} = \frac{n}{\ell} (k - \beta) + \sum_1^6 \lambda_i C_i$$

$$(2) \quad \frac{dC_i}{dt} = n \frac{\beta_i}{\ell} - \lambda_i C_i, \quad i \text{ de } 1 \text{ à } 6$$

$$(3) \quad \mu_u \frac{dT_u}{dt} = n - A(T_u - T_g)$$

$$(4) \quad \mu_g \frac{dT_g}{dt} = A(T_u - T_g) - B(T_g - T_c)$$

$$(5) \quad \mu_c \frac{\partial T_c}{\partial t} = B(T_g - T_c) - \mu_c v \frac{\partial T_c}{\partial z}$$

où n est la puissance neutronique

T_u la température moyenne du combustible

T_g " " " de gaine

T_c " " " du réfrigérant organique

Les autres symboles ayant leur signification habituelle.

Dans (1) et (2) il est possible de remplacer le vecteur des concentrations de neutrons retardés c_i par sa moyenne:

$$(6) \quad \frac{dn}{dt} = \frac{n}{\ell} (k - \beta) + \lambda C$$

$$(7) \quad \frac{dC}{dt} = \frac{n}{\ell} \beta - \lambda C$$

$$\text{où } \beta = \sum \beta_i \quad \text{et } \lambda = \frac{\beta}{\sum (\beta_i / \lambda_i)}$$

Ce qui permet une ultérieure simplification du schéma sur le calculateur; cette simplification est utile car la représentation de l'ensemble de la centrale est très lourde et sature pratiquement la capacité de calcul de l'installation analogique du CETIS.

Dans (5) on fait l'approximation suivante:

$$\frac{\partial T_c}{\partial z} = \frac{T_c - T_{in}}{h/2}$$

T_{in} étant la température d'entrée au réacteur, et h la hauteur du canal.

La grandeur qui intéresse l'ensemble de la simulation est finalement la température de sortie du réfrigérant, T_{out} obtenue par une relation d'extrapolation et un retard qui tient compte du temps de transit $\tilde{\tau}$ du réfrigérant dans le canal:

$$T_{out} = \frac{2 T_c - T_{in}}{(1 + \tilde{\tau} p)}$$

où p est l'opérateur de dérivation associé à la transformée de Laplace.

Rappelons enfin que la réactivité k de l'équation (1) ou (6) contient les effets de température et des barres de contrôle.

1.2 Equations hydrauliques du circuit primaire

La figure 1 donne schématiquement la disposition du circuit primaire; l'installation de la centrale prototype 250 MW comprend quatre boucles analogues, dont une seule est représenté.

Chaque circuit comprend en principe une dérivation en by-pass, le primaire de l'échangeur BENSON et le primaire du résurchauffeur. On voit également sur la figure l'emplacement de la pompe de circulation et des trois vannes de régulation.

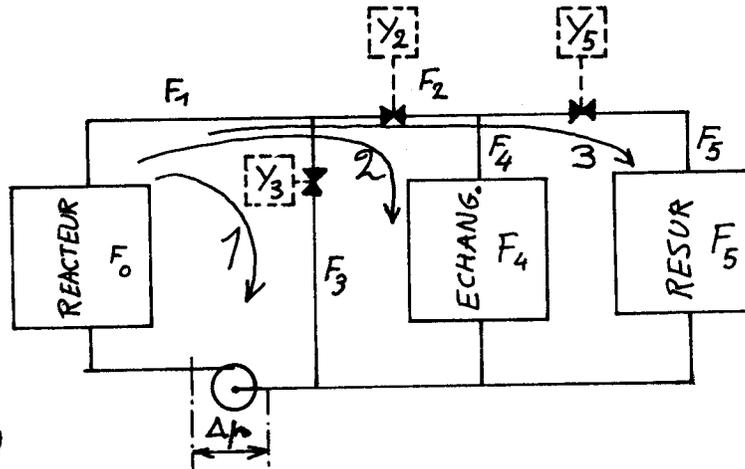


fig. 1

Les numéros des boucles de la fig. 1 correspondent aux indices des équations:

$$(8) \sum_0 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_0}{dt} + \sum_1 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_1}{dt} + \sum_3 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_3}{dt} = \Delta p - k_0 F_0^2 - k_1 F_1^2 - k_3 F_3^2$$

$$(9) \sum_0 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_0}{dt} + \sum_1 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_1}{dt} + \sum_2 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_2}{dt} + \sum_4 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_4}{dt} = \Delta p - k_{00} F_0^2 - k_{11} F_1^2 - k_{22} F_2^2 - k_{44} F_4^2$$

$$(10) \sum_0 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_0}{dt} + \sum_1 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_1}{dt} + \sum_2 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_2}{dt} + \sum_5 \frac{\rho_i}{A_i} \frac{dF_5}{dt} = \Delta p - k_{00} F_0^2 - k_{11} F_1^2 - k_{22} F_2^2 - k_{55} F_5^2$$

où F_i est le débit, en kg/sec.

Δp la pression à la pompe, en kg/m^2

$\sum_i \frac{\rho_i}{A_i}$ la somme des rapports entre la longueur et la section des segments dans lesquels on peut subdiviser les circuits de la fig. (1)
(Ces rapports s'expriment en mètres)

$k_i F_i^2$ sont les pertes de charges relatives à ces segments, en kg/m^2

Le système (8), (9), (10) doit être complété par les équations de conservation des débits:

$$(11) \quad F_0 = F_1 + 3 \cdot F_1^*$$

$$(12) \quad F_2 = F_1 - F_3$$

$$(13) \quad F_5 = F_2 - F_4$$

où F_1^* est le débit des autres boucles non représentées, et qui fonctionnent en parallèle.

Pour introduire le système (8) à (13) sur le calculateur il est nécessaire de l'exprimer sous une forme qui ne contienne pas de dérivées au second membre. Pour cela nous définirons des variables auxiliaires, qui représentent en fait les forces d'inertie le long des trois circuits:

$$(14) \quad V_1 = \alpha_0 F_0 + \alpha_1 F_1 + \alpha_3 F_3$$

$$(15) \quad V_2 = \alpha_0 F_0 + \alpha_1 F_1 + \alpha_2 F_2 + \alpha_4 F_4$$

$$(16) \quad V_3 = \alpha_0 F_0 + \alpha_1 F_1 + \alpha_2 F_2 + \alpha_5 F_5$$

$$\text{où } \alpha_i = \sum_i \frac{L_i}{A_i}$$

Par substitution on obtient:

$$(17) \quad \frac{dV_1}{dt} = \Delta p - k_0 F_0^2 - k_1 F_1^2 - k_3 F_3^2$$

$$(18) \quad \frac{dV_2}{dt} = \Delta p - k_0 F_0^2 - k_1 F_1^2 - k_2 F_2^2 - k_4 F_4^2$$

$$(19) \quad \frac{dV_3}{dt} = \Delta p - k_0 F_0^2 - k_1 F_1^2 - k_2 F_2^2 - k_5 F_5^2$$

$$(20) \quad F_1 = \frac{\alpha_3 \alpha_4 V_3 + (\alpha_2 \alpha_4 + \alpha_2 \alpha_5 + \alpha_4 \alpha_5) \cdot V_1 + \alpha_3 \alpha_5 \cdot V_2}{(\alpha_4 + \alpha_5)(\alpha_1 \alpha_3 + \alpha_1 \alpha_2 + \alpha_2 \alpha_3) + \alpha_4 \alpha_5 (\alpha_1 + \alpha_3)}$$

$$(21) \quad F_2 = \frac{(\alpha_1 + \alpha_3) F_1 - V_1}{\alpha_3}$$

$$(22) \quad F_5 = \frac{\alpha_4 / \alpha_3 (\alpha_1 + \alpha_3) \cdot F_1 - \alpha_4 / \alpha_3 V_1 - V_2 - V_3}{\alpha_4 + \alpha_5}$$

$$(23) \quad F_3 = F_1 - F_2$$

$$(24) \quad F_4 = F_2 - F_5$$

Les équations (17) à (24) sont celles effectivement représentées sur le calculateur, et l'expérience montre qu'elles donnent lieu à des circuits analogiques stables et dont les résultats recourent bien ceux obtenus en intégrant numériquement les mêmes équations.

Dans les tuyauteries les pertes de charge sont proportionnelles aux carrés des débits; il s'en suit que les coefficients k_i sont des constantes, exprimées en (newtons/m²)/(kg/sec).

Pour les vannes, les coefficients sont variables, et prennent la forme:

$$k = \frac{l}{A(y)^2}$$

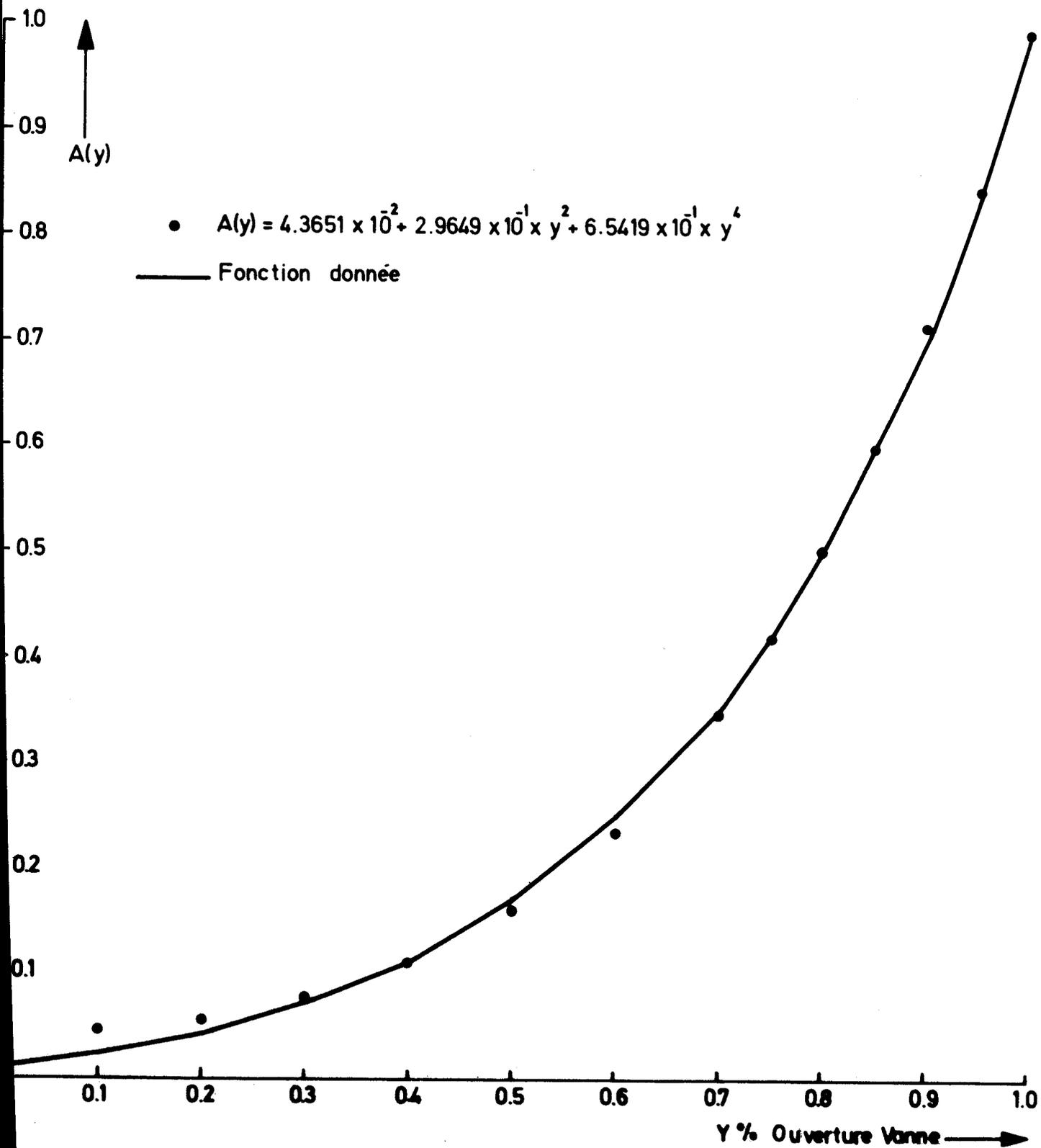
où l est une constante

A une fonction caractéristique de la vanne et
 y le pourcentage d'ouverture.

La figure 2 donne les caractéristiques A qui ont été utilisées pour les calculs.

FIG. 2

CARACTÉRISTIQUES DES VANNES PRIMAIRES



Si le domaine de fonctionnement de la vanne est limité, disons entre 20 % et 100 % d'ouverture, la figure (2) peut être approximée par une expression du type

$$A(y) = a_1 + a_2 y^2 + a_3 y^4$$

qui permet d'utiliser les générateurs de fonctions paraboliques du calculateur analogique.

(pour la fig. 2, $a_1 = 4.36 \times 10^{-2}$, $a_2 = 2.961 \times 10^{-1}$, $a_3 = 6.54 \times 10^{-2}$; les points correspondants sont reportés sur la figure).

Les caractéristiques de la pompe sont données à la figure 3.

Les fonctions de transfert des tuyauteries en température sont assimilées à des retards purs approxmés par la formule de PADÉ d'ordre 5.

1.3 Equations hydrauliques du circuit secondaire eau-vapeur

La figure 4 donne le schéma du circuit secondaire, où un collecteur commun rassemble les débits des échangeurs et les envoie vers la turbine. La pression à la pompe est supposée indépendante de la valeur des débits. Pour chaque échangeur il existe une vanne de régulation du débit d'eau. Dans ce qui suit un seul échangeur sera représenté, les autres étant supposés être dans des conditions identiques.

Le débit est donné par la loi de conservation des moments

$$(25) \quad \frac{L}{A} \cdot \frac{dFD_{101}}{dt} = PD_{001} - PD_{002} - (KD_{001} + KD_{101} + \frac{L}{A(YD_{101})}) \cdot FD_{101}^2 - 9 \cdot KD_{001} \cdot FD_{201} - 6KD_{001} \cdot FD_{201} \cdot FD_{101}$$

FIG. 3

CARACTÉRISTIQUES DES POMPES PRIMAIRES

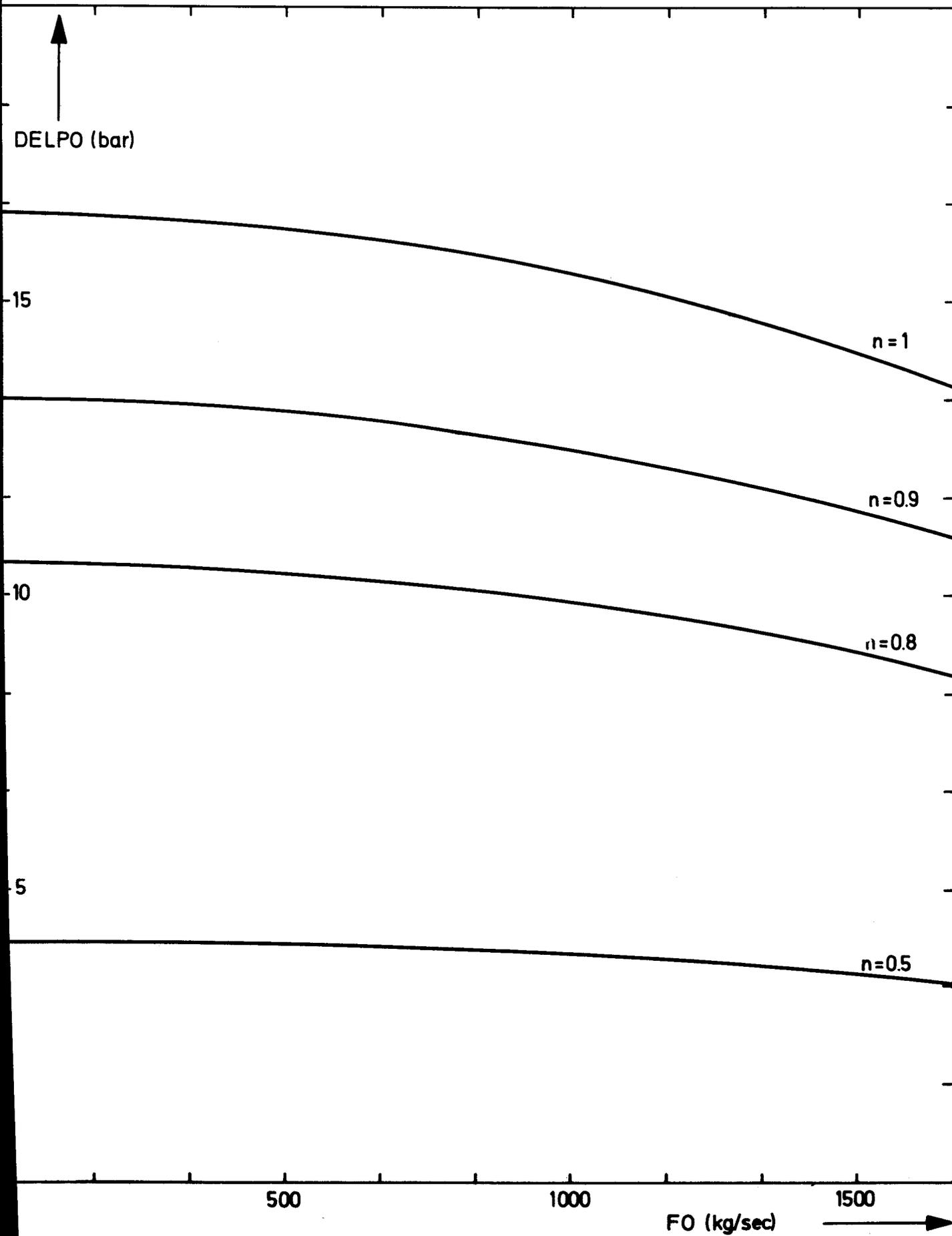
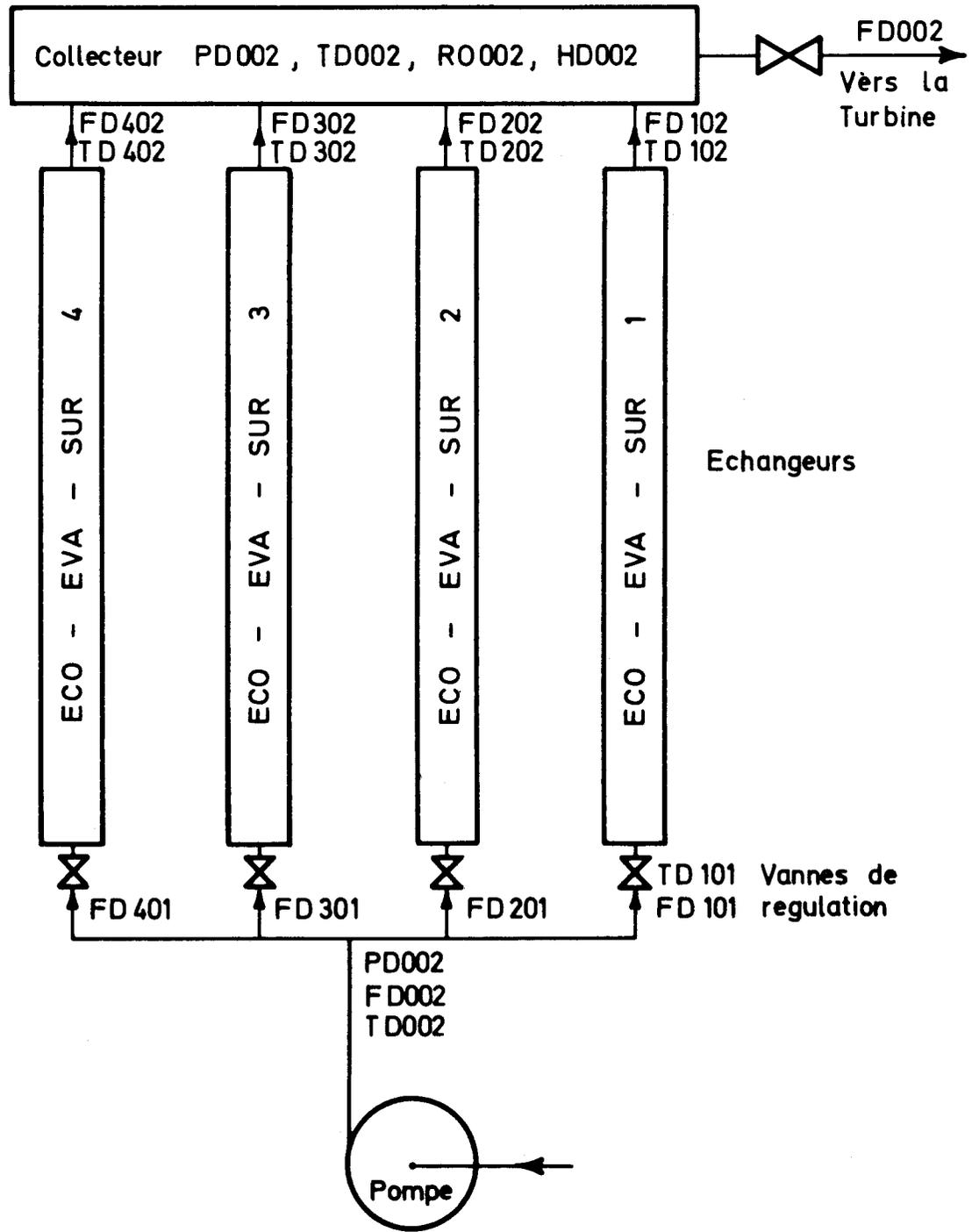


FIG. 4



Les pressions et les températures dans le collecteur sont données par les bilans d'énergie et de masse:

$$(26) \text{VCOLL} \cdot \frac{d(\text{RO}_{002})}{dt} = 3 \cdot \text{FD}_{202} + \text{FD}_{102} - \text{FD}_{002}$$

$$(27) \text{BIPRO} \cdot \text{VCOLL} \cdot \frac{d(\text{PD}_{002})}{dt} = \text{FD}_{102} \left[\text{EVSAT} + \text{CPS} \cdot (\text{TD}_{102} - \text{TSAT}) - \right. \\ \left. - \text{AIPRO} \right] + \\ + 3 \left[\text{FD}_{202} \text{EVSAT} + \text{CPS} \cdot (\text{TD}_{202} - \text{TSAT}) - \text{AIPRO} \right] - \\ - \text{FD}_{002} \left[\text{IR}_{002} - \text{AIPRO} \right] \\ - \frac{\text{GECO}}{\text{AS}} \times \text{YECO} - \frac{\text{GEVA}}{\text{AS}} \times \text{YEVA}$$

$$(28) \text{ID}_{002} = \text{AIPRO} + \text{BIPRO} \times \left(\frac{\text{PD}_{002}}{\text{RO}_{002}} \right)$$

$$(29) \text{TD}_{002} = \text{ATI} \times (\text{ID}_{002}) + \text{BTP} \times (\text{PD}_{002}) + \text{CT}$$

où VCOLL est le volume du collecteur

RO_{002} la densité de la vapeur dans le collecteur

PD_{002} la pression "

ID_{002} l'enthalpie "

TD_{002} la température "

FD_{002} le débit de vapeur dans la turbine

GECO and GEVA sont la masse par unité de longueur dans l'économiseur et l'évaporateur.

Les expressions (28) et (29) sont des approximations des caractéristiques de la vapeur saturée, dont la précision peut être évaluée par les figures 5 et 6 ;

l'approximation (28) a été introduite aussi dans (27).

FIG. 5

ENTHALPIE DE LA VAPEUR EN FONCTION DE LA PRESSION À DENSITÉ CONSTANTE

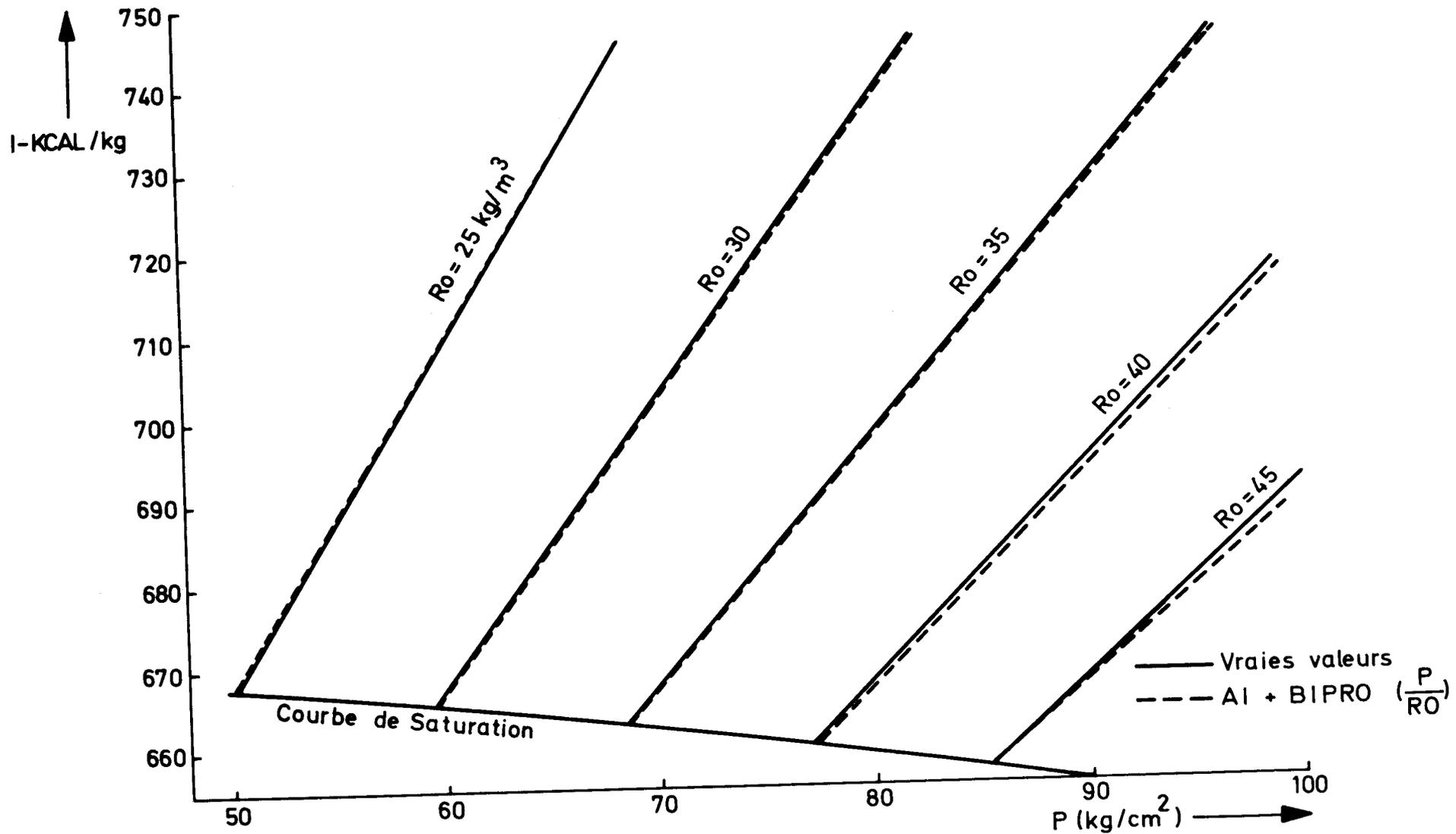
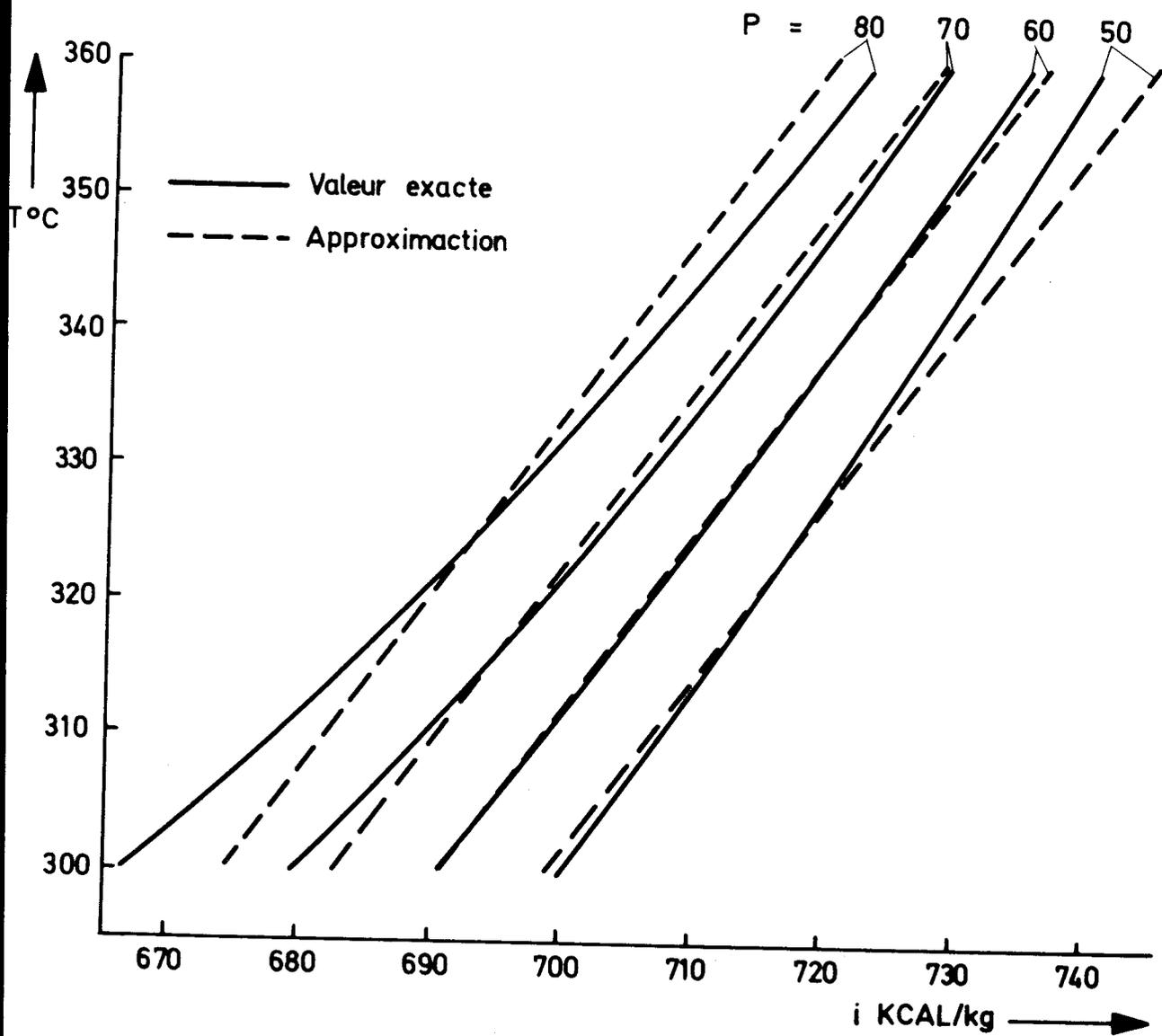


FIG. 6

TEMPÉRATURE DE LA VAPEUR EN FONCTION DE L'ENTHALPIE POUR DIFFÉRENTES PRESSIONS.

$$T = 1.3333 i + 1.0937 P - 686.64$$



Le débit à la turbine est calculé par:

$$(30) \quad \dot{V} D = W_t P D$$

où W_t est une grandeur proportionnelle à la puissance demandée.

La puissance délivrée par la centrale peut être calculée par:

$$(31) \quad W_{el} = (\Delta H_{ech.} + \Delta H_{resurch.} \beta) \dot{V} D \eta$$

où ΔH_{ech} et $\Delta H_{resurch}$ sont les sauts enthalpiques sur les secondaires des échangeurs et resurchauffeurs, β la fraction de débit qui passe dans le resurchauffeur, η le rendement du turbo alternateur.

1.4 Echanges thermiques dans le BENSON

1.4.1 Détermination des zones de changement de phase

Les fluides primaires et secondaires circulent en directions opposées le long d'une paroi; le fluide primaire (liquide organique) reste à l'état liquide tout le long du parcours, tandis que le fluide secondaire passe du liquide successivement à la vapeur humide et à la vapeur sèche; le circuit secondaire ayant une structure continue, il s'en suit que les interfaces entre les états thermodynamiques sont variables en position. Dans la zone d'ébullition on supposera que les phases liquides et vapeur ici en présence ont la même vitesse.

La hauteur des 3 zones, économiseur, évaporateur, ~~surchauffeur~~ est déterminée en calculant les bilans globaux.

Pour un trait quelconque de l'échangeur les lois de conservation de l'énergie et des masses donne, tant pour le primaire que pour le secondaire:

$$(32) \frac{d}{dt} \int_{y_1}^{y_2} A \rho H dy = F_{in} H_{in} - F_{out} H_{out} + \int_{y_1}^{y_2} \alpha (T_p - T) dy$$

$$(33) \frac{d}{dt} \int_{y_1}^{y_2} \rho A dy = \rho_{in} F_{in} - \rho_{out} F_{out}$$

où A est la section de passage (m²)
ρ la densité (kg/m³)
H l'enthalpie du fluide (kcal/kg)
F un débit (kg/sec)
α le coefficient d'échange par unité de longueur (kcal/°C/m)
dy l'élément de hauteur
y la coordonnée de hauteur
T la température

les indices "in" et "out" se réfèrent au fluide entrant et sortant, et l'indice p se réfère à la paroi.

En appliquant les relations (32) et (33) à toute la hauteur de l'économiseur, les conditions aux limites sont:

- le débit d'entrée
- l'enthalpie d'entrée
- l'enthalpie de saturation, déduite de la pression, qui peut être soit supposée constante, ou déduite des équations du débit secondaire.

Si l'on suppose que la distribution de l'enthalpie varie le long de l'échangeur selon une loi connue, les équations (32) et (33) permettent de connaître la hauteur de l'économiseur y_e et le débit sortant F_{out} . Pour résoudre ces équations on introduit les hypothèses suivantes: (pour l'économiseur):

- la densité est constante
- l'enthalpie varie linéairement avec la température:

$$H = H_0 + C_p T$$

où c_p est la chaleur spécifique

- la distribution de la température est linéaire:

$$T = T_{in} + (T_{sat} - T_{in}) \frac{y}{y_e}$$

où T_{sat} est la température de saturation.

Nous introduirons une quantification selon l'axe y , par rapport à la hauteur totale de l'économiseur (qui est variable), en NE cellules.

Dans ces conditions, si nous appliquons (32) et (33) au secondaire et sur tout l'économiseur, nous avons:

$$(34) \quad \rho A C_p \frac{d}{dt} (y_E \cdot T) = C_p F_{in} T_{in} - C_p F_{out} T_{sat} + \alpha \sum_1^{NE} (T_{p_i} - T_i) \cdot y_E / NE$$

$$(35) \quad \rho A \frac{d}{dt} y_E = (F_{in} - F_{out})$$

Soit, après séparation des variables, en tenant compte que $T = \frac{T_{in} + T_{sat}}{2}$:

$$(36) \quad \rho A C_p \cdot \frac{T_{in} + T_{sat}}{2} \frac{dy_E}{dt} = - \rho A C_p \frac{y_E}{2} \left(\frac{dT_{in}}{dt} + \frac{dT_{sat}}{dt} \right) + C_p F_{in} T_{in} - C_p F_{out} T_{out} + \alpha \sum_1^{NE} (T_{p_i} - T_i) \cdot y_E / NE$$

$$(37) \quad F_{out} = F_{in} - \rho A \frac{dy_E}{dt}$$

$$(38) \quad T_i = T_{in} + (T_{sat} - T_{in}) \frac{y_E}{NE} \cdot i$$

où T_i est la température moyenne de la cellule d'indice i .
 Noter que si la pression est constante, on varie peu, le terme en $\frac{dT_{sat}}{dt}$ peut être négligé dans (36).

De même, dans la plupart des cas les variations de la température d'entrée seront très lentes, et le terme en $\frac{dT_{in}}{dt}$ pourra également être négligé.

On procédera de manière analogue pour l'évaporateur quantifié en NB sections, où les hypothèses sont:

- distribution linéaire de l'enthalpie

$$H = ELSAT + (EVSAT - ELSAT) \frac{y}{y_B}$$

$$T = TSAT$$

$$\rho = \rho(H) = \frac{1}{v' + (v'' - v') \frac{y}{y_B}}$$

où

$$v' = \frac{1}{\rho'} = \text{volume spec. liq. sat.}$$

$$\bar{\rho} = \frac{1}{y_B H} \int_0^{y_B} \rho H dy$$

$$v'' = \frac{1}{\rho''} = \text{volume spec. vapeur sat.}$$

$$\bar{H} = (ELSAT + EVSAT) / 2$$

$$\bar{\rho} = \frac{1}{y_B} \int_0^{y_B} \rho dy$$

Des équations (32) et (33) toujours valables pour le cas de l'évaporateur, on retire:

$$(39) A \bar{\rho} \bar{H} \cdot \frac{dy_B}{dt} = \rho' F_{in} ELSAT - \rho'' F_{out} EVSAT + \sum_1^{NB} \alpha_i (T_{pi} - T_{sat}) \frac{y_B}{N_B}$$

$$(40) F_{out} = F_{in} - \bar{\rho} A \frac{dy_B}{dt}$$

pour lesquelles les conditions aux limites sont les données sortantes des équations de l'économiseur.

Par intégration des équations (36) et (40) il est possible de connaître la hauteur transitoire de l'économiseur et de l'évaporateur; la hauteur du surchauffeur est évidemment déduite par différence.

1.4.2 Calcul des profils de température

Pour avoir une représentation suffisamment précise du comportement dynamique de l'échangeur, nous avons subdivisé en sections chacune des zones déterminées dans ce qui précède. Il ne s'agit pas d'une quantification de la variable espace, vu que les zones sont variables dans le temps, mais d'une subdivision relative à ces zones. Ce qui définira des sections de différences finies de dimensions et d'emplacement variables.

Les relations (32) et (33) restent valables pour chacune de ces sections. Si la quantification est suffisamment fine (ce qui doit être déterminé par de essais numériques) on peut assimiler la température de sortie T_i de la section i à sa température moyenne. Pour la même raison on peut considérer la densité et la chaleur spécifique C_p constantes à l'intérieur d'une section, ce qui permet de les sortir de l'opérateur de dérivation.

Les relations (32) et (33) deviennent, pour une section d'indice i :

$$(41) \quad \Delta y C_p \rho A \frac{dT_i}{dt} = C_p F_i (T_{i-1} - T_i) + \alpha \cdot \Delta T \cdot \Delta y$$

$$(42) \quad F_i = F_{i-1} - A \rho \frac{dy}{dt}$$

où ΔT est la différence de température entre le fluide et la paroi et Δy est la hauteur de la section considérée.

Les équations (41) et (42) sont utilisées pour représenter le primaire de l'échangeur, ainsi que le secondaire du surchauffeur.

Elles peuvent permettre aussi la représentation de la parroi, si $\bar{\Delta T}$ comprend la somme algébrique des chaleurs échangées des deux cotés de la parroi.

Comme l'emplacement des sections est mobile par rapport à l'échangeur il est possible de tenir compte de ce mouvement par un débit fictif de la parroi, représenté exactement comme les débits réels. Dans ce cas l'équation (42) sera entièrement définie si on donne comme condition limite un débit fictif nul à une des extrémités de l'échangeur.

L'équation de la parroi aura la forme suivante:

$$Y C_p \rho A \frac{dT_i}{dt} = F_{i-1} C_p \rho (T_{i-1} - T_i) + \alpha_p (T_p - T)_i \cdot y - \alpha_s (T - T_s)_i \cdot y$$

$$F_i = F_{i-1} - A \rho \frac{dy}{dt}$$

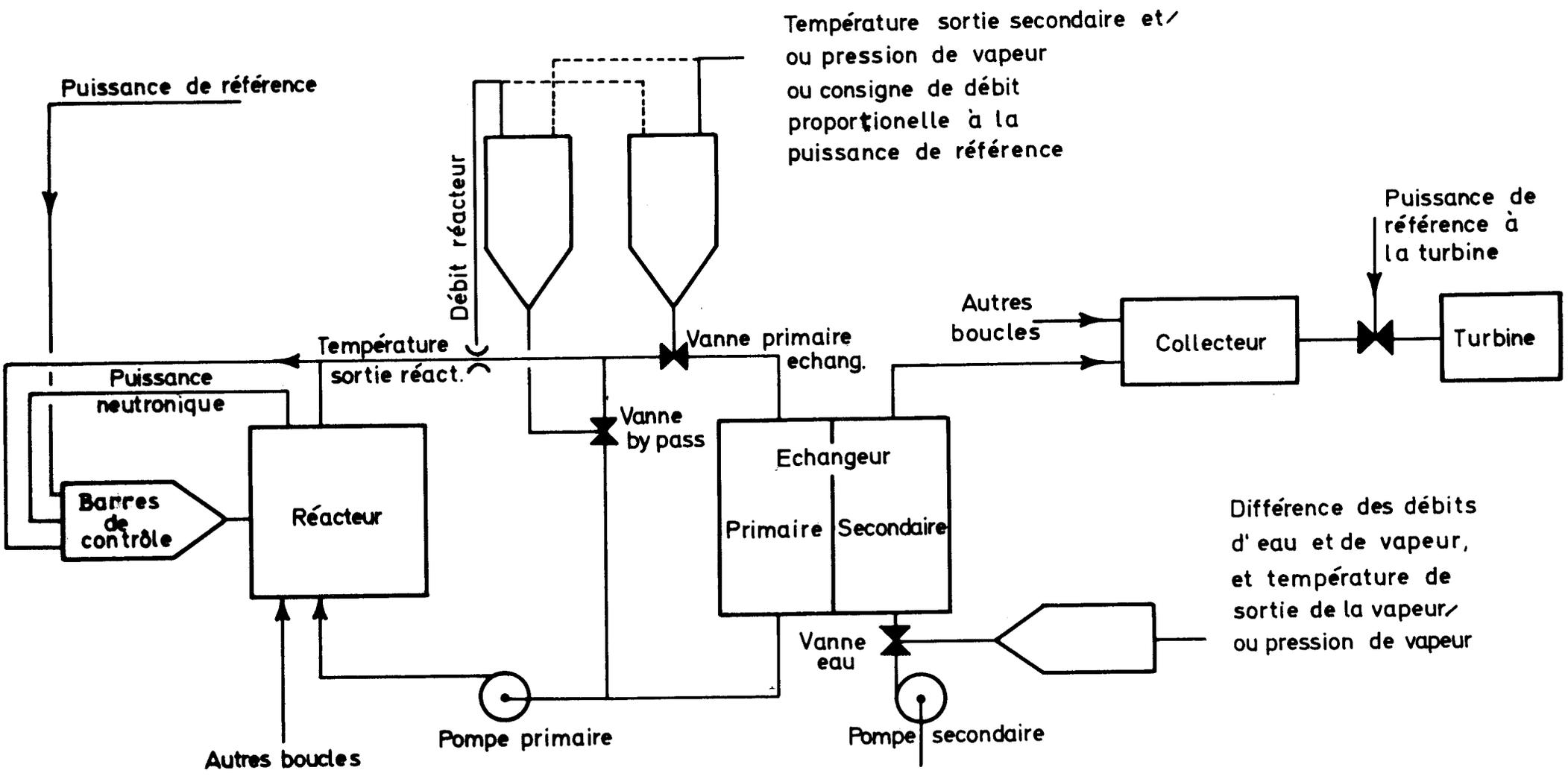
En appendice on trouvera le tableau complet des équations, telles qu'elles peuvent être appliquées au calculateur.

1.5 Système de contrôle

Nous nous limiterons ici à donner des principes d'ordre général, les systèmes de régulation prévus pour la centrale 250 M ayant déjà été décrits dans d'autres documents.

Le schéma général de régulation est donné dans la fig. 7, où le résurchauffeur a été omis par simplification.

FIG. 7



La régulation doit en principe maintenir aux points pré-établis:

- la puissance neutronique
- la puissance à la turbine
- la température de sortie du réfrigérant du réacteur
- la température de sortie de la vapeur
- la pression de la vapeur
- le débit du réfrigérant dans le réacteur

De plus le système de contrôle doit rendre possible la manoeuvre de changement du niveau de puissance, depuis les basses puissances (10 ... 25 %) jusqu'à la puissance nominale de la centrale. La centrale doit évidemment être stable à tous les niveaux de puissance.

La représentation mathématique des composants de la régulation ne présente pas de difficultés et ne sera pas reprise ici.

La représentation de l'effet des vannes sur le circuit hydraulique a déjà été donnée en 1-2 et 1.3. La réponse en transitoire d'une vanne est assimilable à une fonction à un pôle, mais il est indispensable de représenter également sur le calculateur la limitation en vitesse de leur mécanisme de manoeuvre.

Notons aussi qu'en principe il est possible de définir un système de contrôle sans by-pass ni vannes sur le circuit primaire.

2. Simulation sur calculateur analogique

2.1 Réponses du système hydraulique primaire

Vu les non-linéarités du circuit hydraulique, il est essentiel d'explorer les caractéristiques statiques avant de mettre au point un schéma de régulation.

La figure 8 donne la variation des débits en fonction de l'ouverture de la vanne de l'échangeur Y_2 , pour une valeur constante d'ouverture de la vanne du by-pass.*

La figure 9 montre le domaine de variation de Y_2 (vanne échangeur) et de Y_3 (vanne by-pass) si l'on veut maintenir le débit F_1 constant (les indices se rapportent à la figure 1). Les différentes valeurs de F_1 sont reportées en paramètre. Cette figure montre que pour les forts débits ($F_1 \geq 1400$ kg/sec) l'efficacité de la régulation est rendue précaire par la proximité des fins de course des vannes, et que l'on ne peut faire fonctionner la régulation de débit (qui maintient F_1 constant) avec la vanne du by-pass trop près de sa fermeture. On voit aussi que l'effet de la vanne de régulation est équivalent à un gain variable dans la boucle de régulation.

Pour la centrale prototype de 250 MW, sur base des données actuelles (juin 1968) il est nécessaire d'avoir un débit F_2 (primaires échangeurs et resurchauffeurs) de 1340 kg/sec, pour un saut de température de 50°C environ. Dans ces conditions, pour que le fonctionnement de la régulation de F_1 soit efficace, il est nécessaire de porter le point de consigne de F_1 à 1400 kg/sec au moins (ce que les essais sur calculateur ont confirmé). Si l'on se reporte alors à la figure 9, on voit qu'il faudra ouvrir la vanne de l'échangeur à 90 % environ, et celle du by-pass à 45 % environ.

La figure 10 montre la possibilité de moduler F_2 (c.a.d. de faire fonctionner la régulation de la température ou de la pression de vapeur) pour différentes valeurs de F_1 maintenues constantes par une régulation. Cette courbe montre clairement que l'on ne peut faire fonctionner les régulations avec une valeur trop petite de F_1 , ce qui justifie ultérieurement la valeur de 1400 kg/sec trouvée pour les données de la centrale prototype 250 MW.

* L'approximation utilisée perd sa validité pour la vanne complètement fermée, ce qui explique les débits non nuls de la fig. 8 pour $y_2 = 0$.

FIG. 8

F_1 F_2 F_3 EN FONCTION DE Y_2

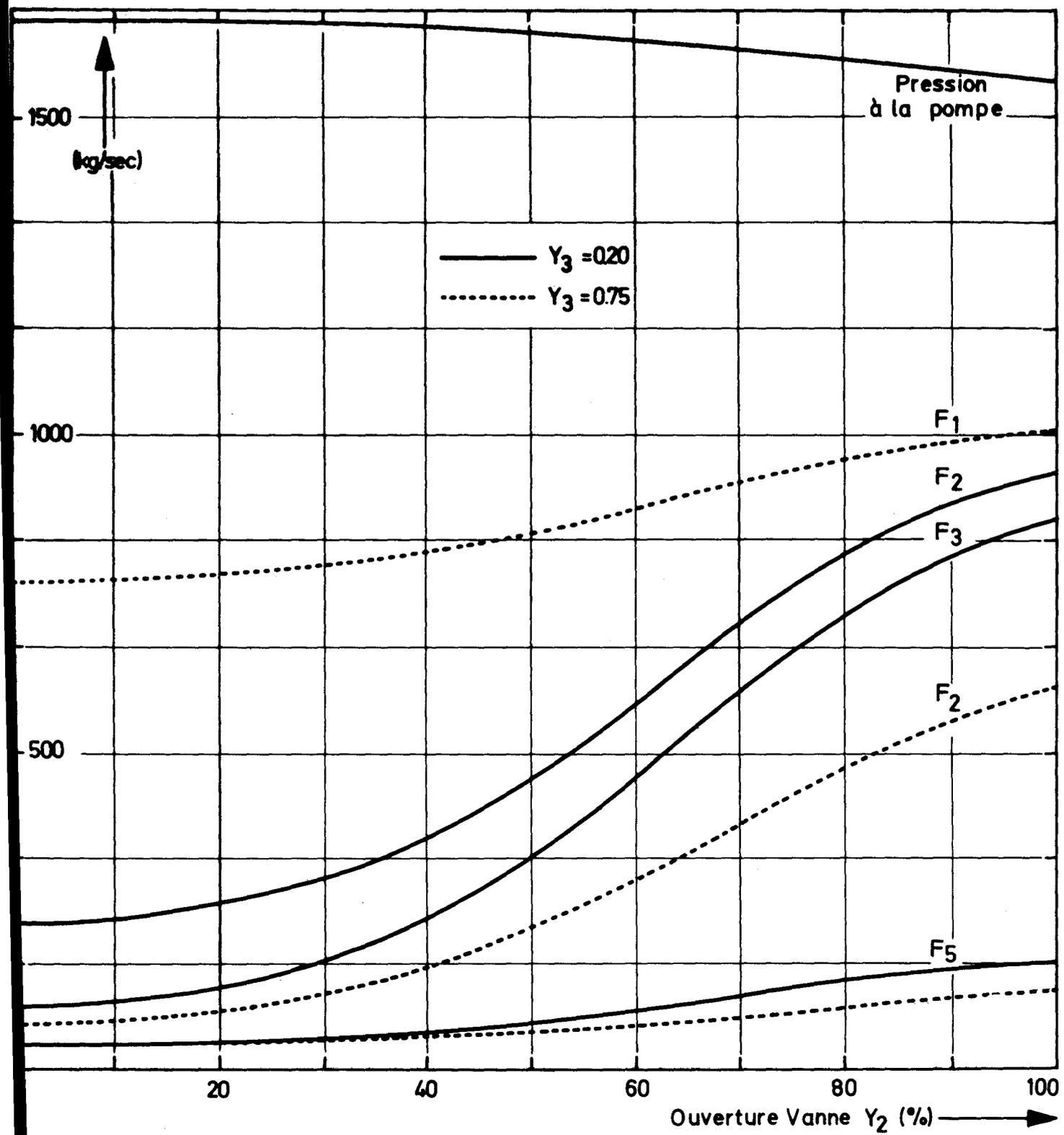


FIG. 9

POSITION DE Y_3 vs Y_2 POUR F_1 CONSTANT
 F_1 EST CONSTANT Y_5 TOTALMENT OUVERT

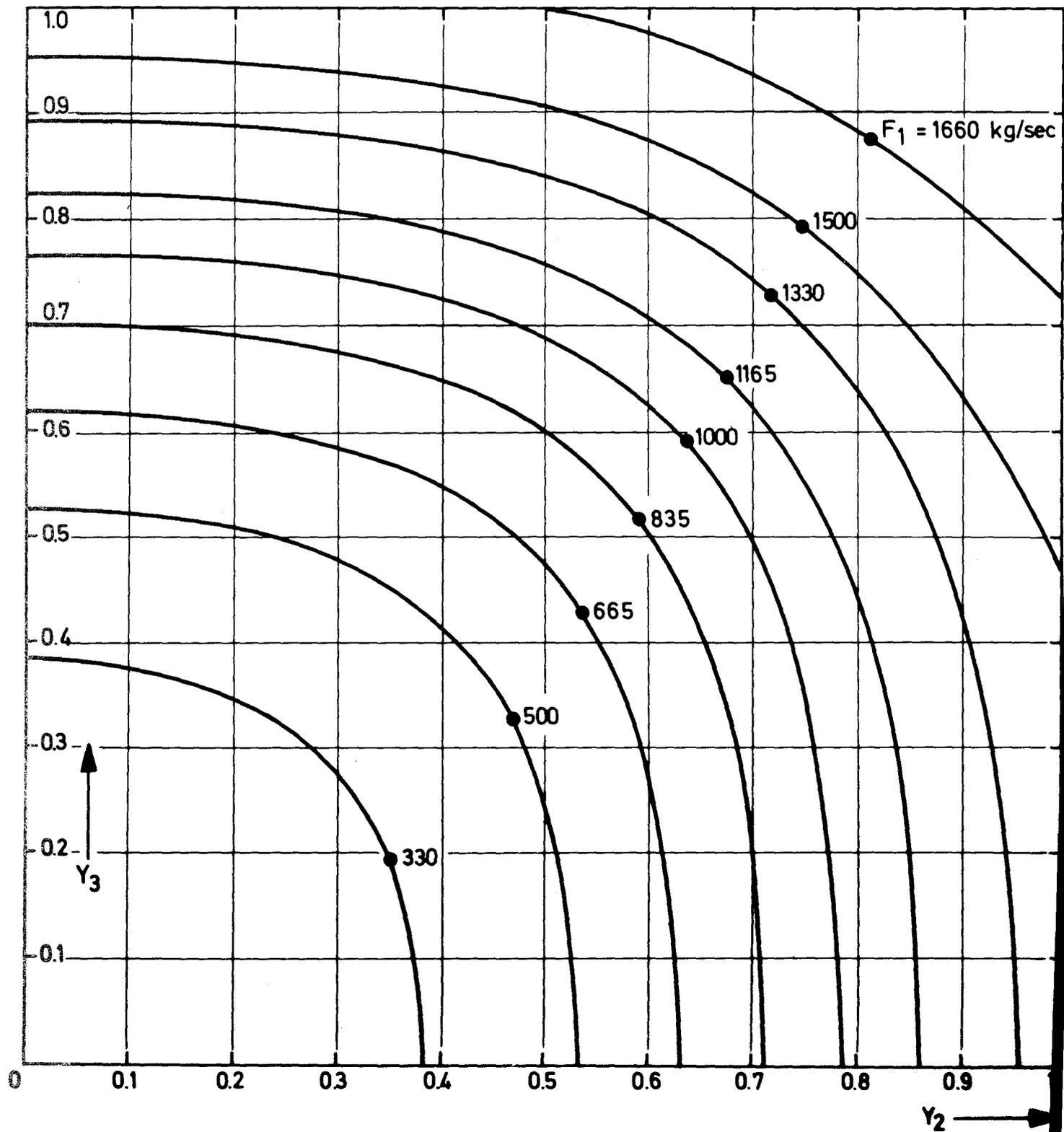
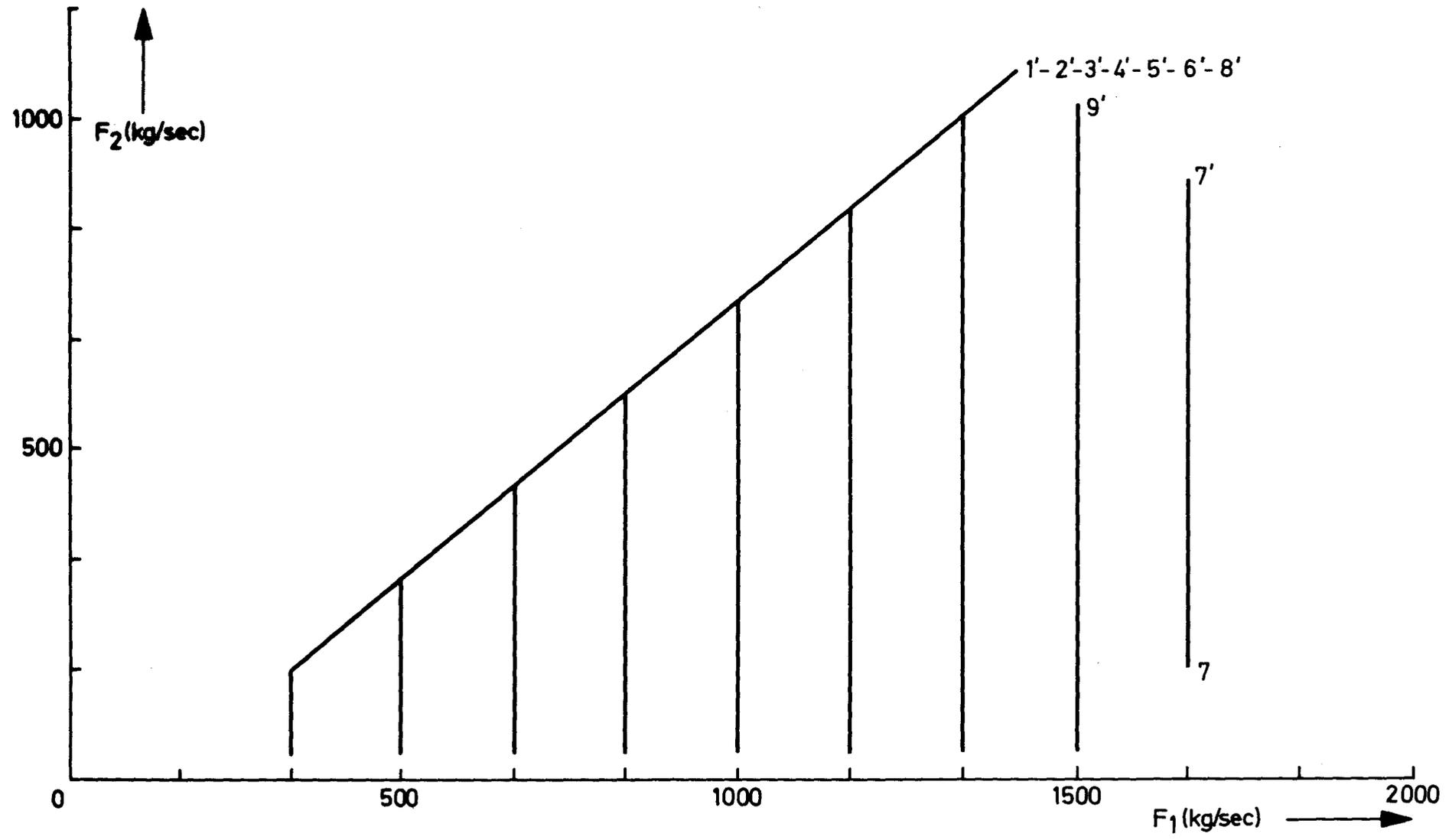


FIG. 10

DÉBIT DANS L'ÉCHANGEUR ET LE RESURCHAUFFEUR (F_2) EN FONCTION DU DÉBIT TOTAL F_1



La figure 11 montre la possibilité de moduler le débit F_5 du resurchauffeur dans les mêmes conditions.

Toutes les considérations qui ont précédé montrent clairement que le choix des points de consigne d'un système de régulation n'est pas indifférent, mais il est pratiquement imposé par les caractéristiques statiques du circuit hydraulique.

Nous résumons ci-dessous les points de consigne déterminées sur calculateur pour les caractéristiques numériques de la centrale prototype ORGEL de 250 MW:

Débit réacteur (par boucle):	$F_1 = 1425$ kg/sec
" by-pass :	$F_3 = 85$ kg/sec
" primaire échangeurs :	$F_2 = 1340$ kg/sec
" " benson :	$F_4 = 1150$ kg/sec
" " resurchauffeur:	$F_5 = 190$ kg/sec

Si l'on considère que les coefficients de perte de charge sont imposés, ces valeurs permettent de déterminer la pression qu'il faut donner à la pompe de circulation et les pertes de charge le long du circuit, qui sont reprises dans le tableau suivant:

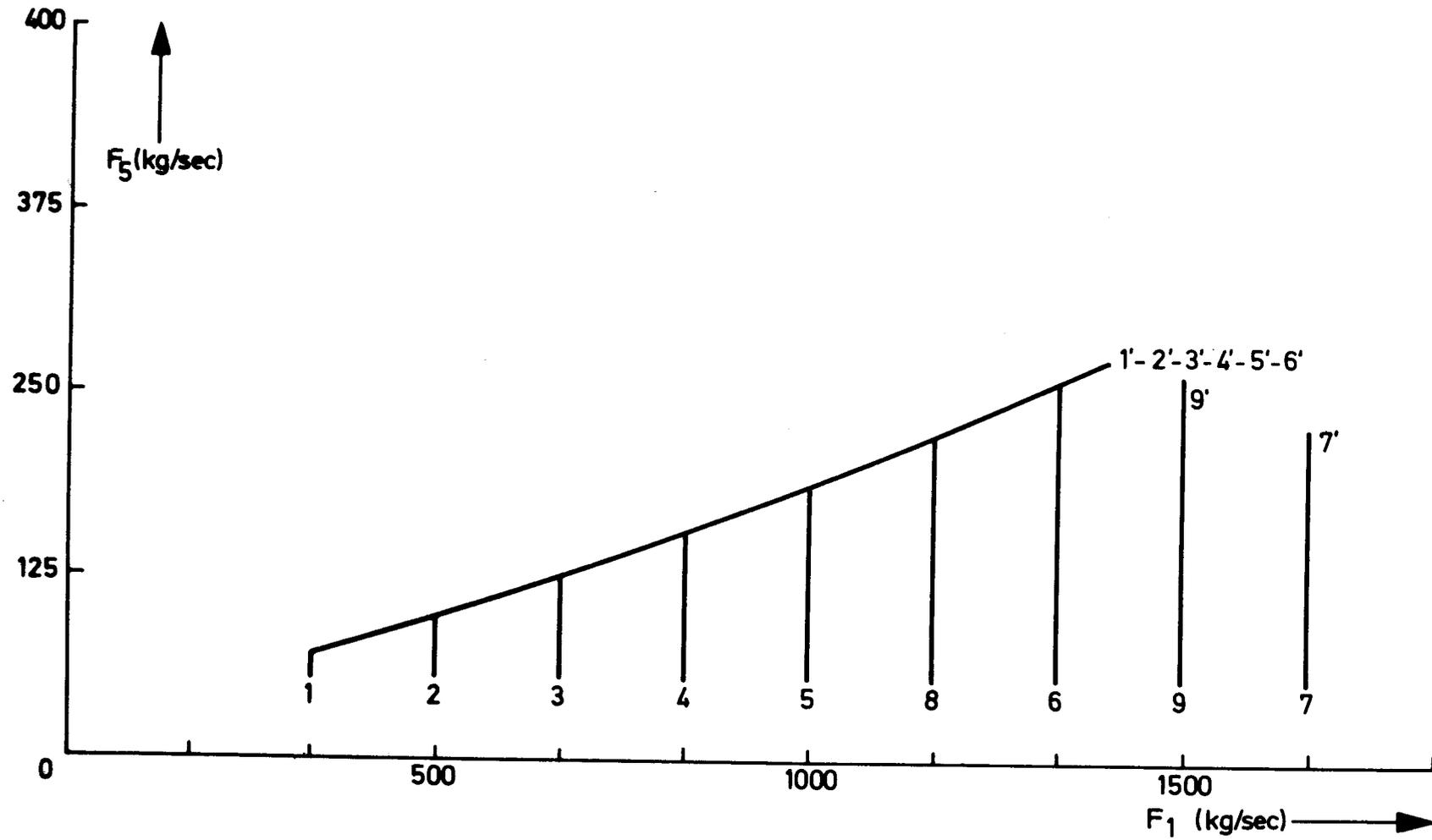
pression à la pompe	21 kg/cm ²
perte de charge sur le réacteur	16,2 "
" " tuyauteries	1,0 "
" " by-pass	3,8 "
" " primaire échangeur	1,3 "
" " vanne échangeur	2,1 "
" " tuyaux échangeur	0,4 "

2.2 Stabilité du circuit hydraulique secondaire

Sur le circuit hydraulique secondaire (fig. 4), le débit de vapeur FD_2 est imposé par la demande de puissance,

FIG. 11

DÉBIT DANS LE RESURCHAUFFEUR (F_5) EN FONCTION DU DÉBIT TOTAL F_1



tandis que le débit d'eau FD_1 à l'entrée est déterminé par la pression à la pompe d'alimentation et par la position de la vanne de régulation secondaire.

A l'équilibre le débit d'eau doit égaler le débit de vapeur, mais pour une certaine fréquence (de l'ordre de 0,5 Hz) il y a un déphasage de 180° entre ces débits, et dans ces conditions des instabilités peuvent prendre naissance.

La figure 12 donne un enregistrement de calcul qui montre comment s'établissent les oscillations. L'essai est fait dans les conditions suivantes:

à l'ouverture partielle de la vanne d'admission (50 %) la pression à la pompe est de 86 kg/cm^2 tandis que la pression de vapeur au collecteur est de 70 kg/cm^2 ; ce qui donne une perte de charge totale sur le circuit de 16 kg/cm . Il n'y a pas de boucle de régulation en service sur le secondaire. Dans ces conditions le circuit est stable, comme on peut le voir sur la figure. On ouvre successivement la vanne d'admission par échelons, ce qui revient à diminuer les pertes de charge du circuit. On voit à un certain moment l'oscillation s'établir (cette oscillation tend vers un cycle limite) (la dernière partie de la figure à droite a une échelle de temps dilatée pour permettre d'observer les relations de phase).

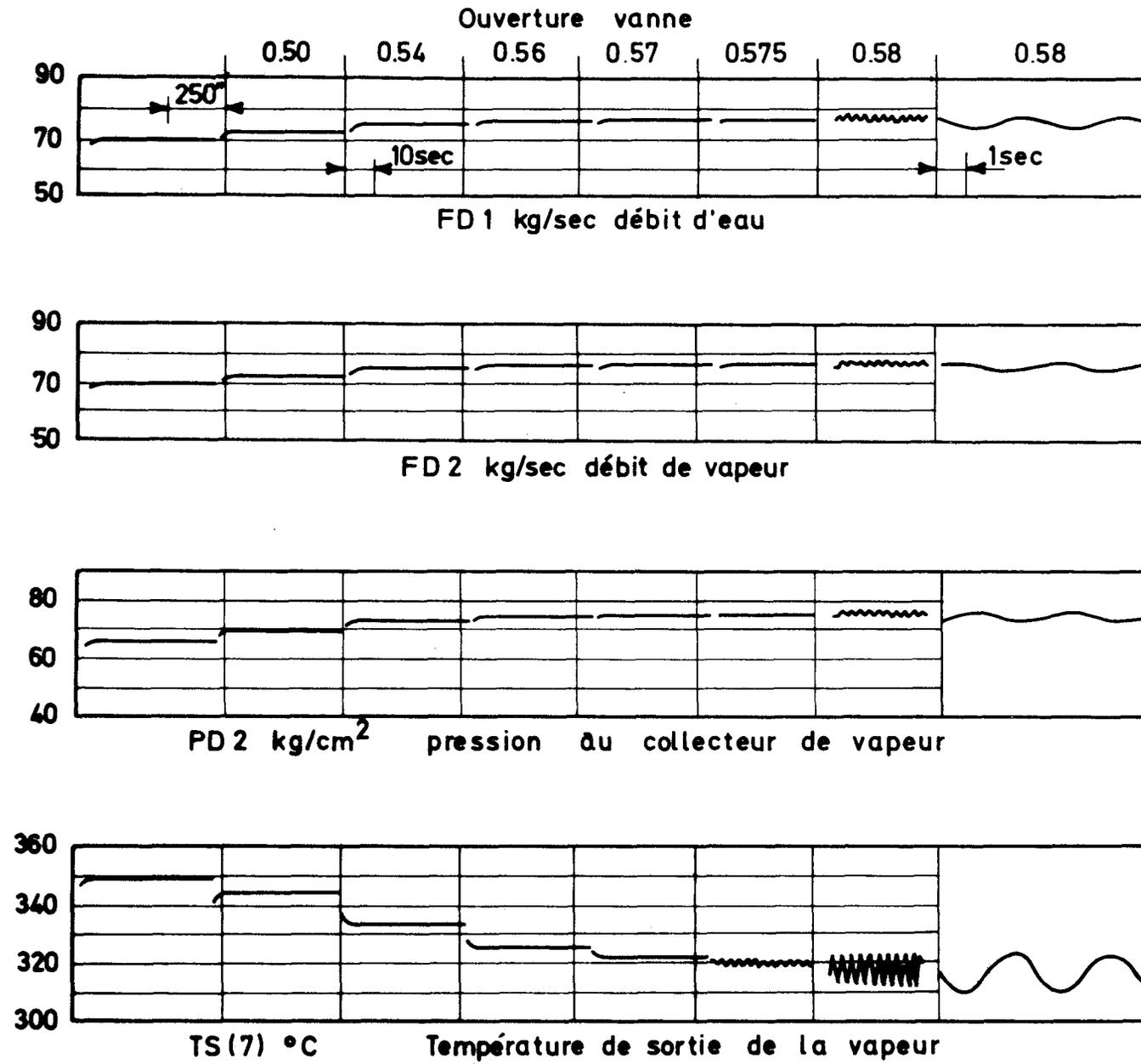
On en conclut que, d'une part il faut introduire dans le circuit des pertes de charge suffisantes pour le stabiliser, et d'autre part tout système de régulation doit supprimer ces oscillations si elles tendent à s'établir.

2.3 Comportement de l'échangeur

2.3.1 Données relatives à la précision du modèle mathématique

Il est établi que le comportement dynamique de l'échangeur détermine celui de toute la centrale; il s'en suit que l'exactitude de la représentation

FIG.12



de l'échangeur sur le calculateur est capitale. Nous avons vu que cette représentation repose sur une méthode de quantification des trois zones de l'échangeur. Il se pose le problème de savoir en combien de sections doit être subdivisée chaque zone; la réponse ne peut être obtenue que expérimentalement, par la convergence des résultats vers une asymptote en fonction de l'augmentation du nombre de sections.

La figure 13 montre comment convergent les valeurs de régime des températures et des dimensions des zones de l'échangeur en fonction du nombre de sections par zone. Mais la subdivision que l'on adopte est finalement un compromis entre la précision et les limitations d'équipement de calcul. Dans notre cas nous avons utilisé:

- 1 section pour l'économiseur
- 4 sections pour l'évaporateur
- 2 sections pour le surchauffeur

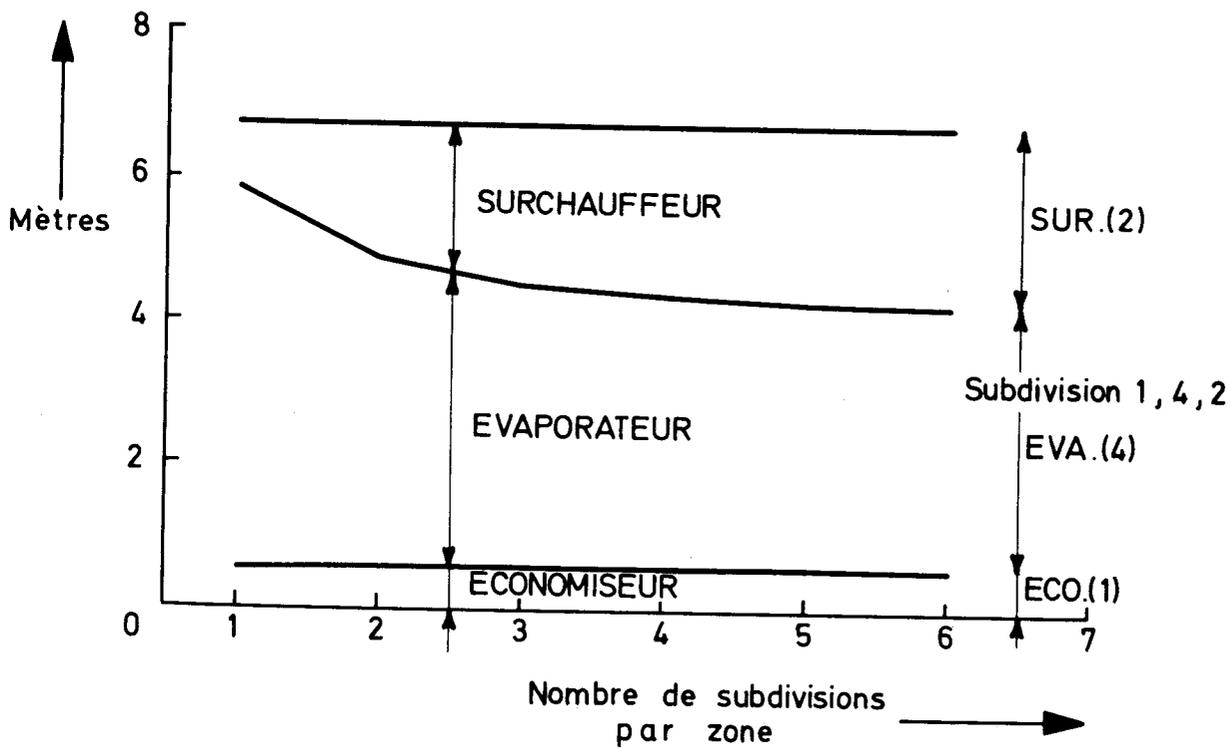
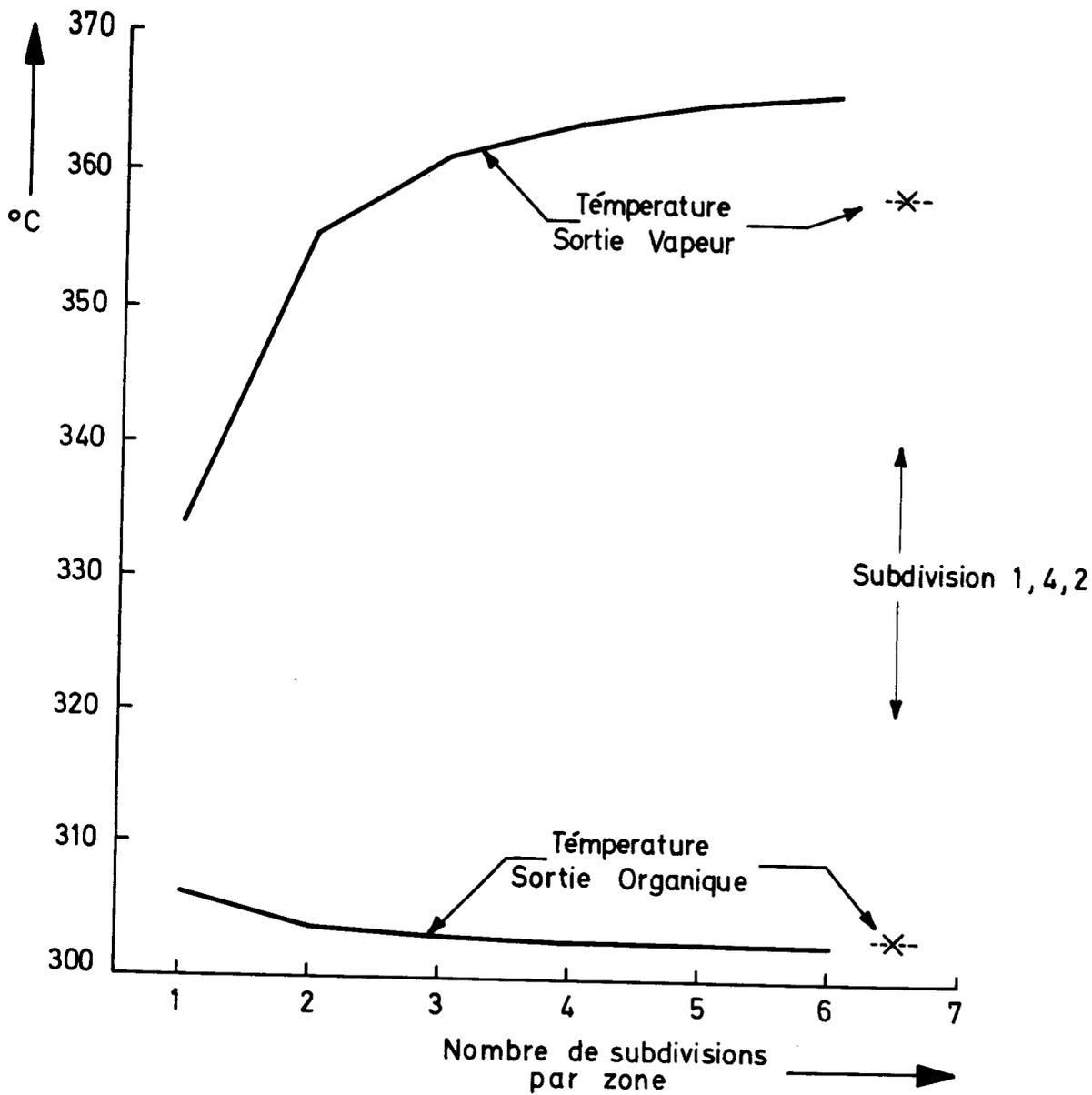
Les résultats relatifs à cette subdivision sont reportés à droite sur la figure 13.

2.3.2 Performances statiques de l'échangeur

Comme pour le comportement hydraulique, il est indispensable de tenir compte des équilibres statiques thermiques pour définir les points de consigne de la régulation, qui doit maintenir constantes les caractéristiques de la vapeur (pression, température) à divers niveaux de puissance.

Le niveau de puissance est varié par le débit du côté secondaire. Du côté primaire il existe en principe plusieurs possibilités (qui correspondent à plusieurs schémas de régulation):

FIG.13



- a) température d'entrée constante et débit variable (nécessitant un by-pass)
- b) débit constant, et température d'entrée variable (cas sans by-pass).
- c) température et débit variables (nécessitant un by-pass)

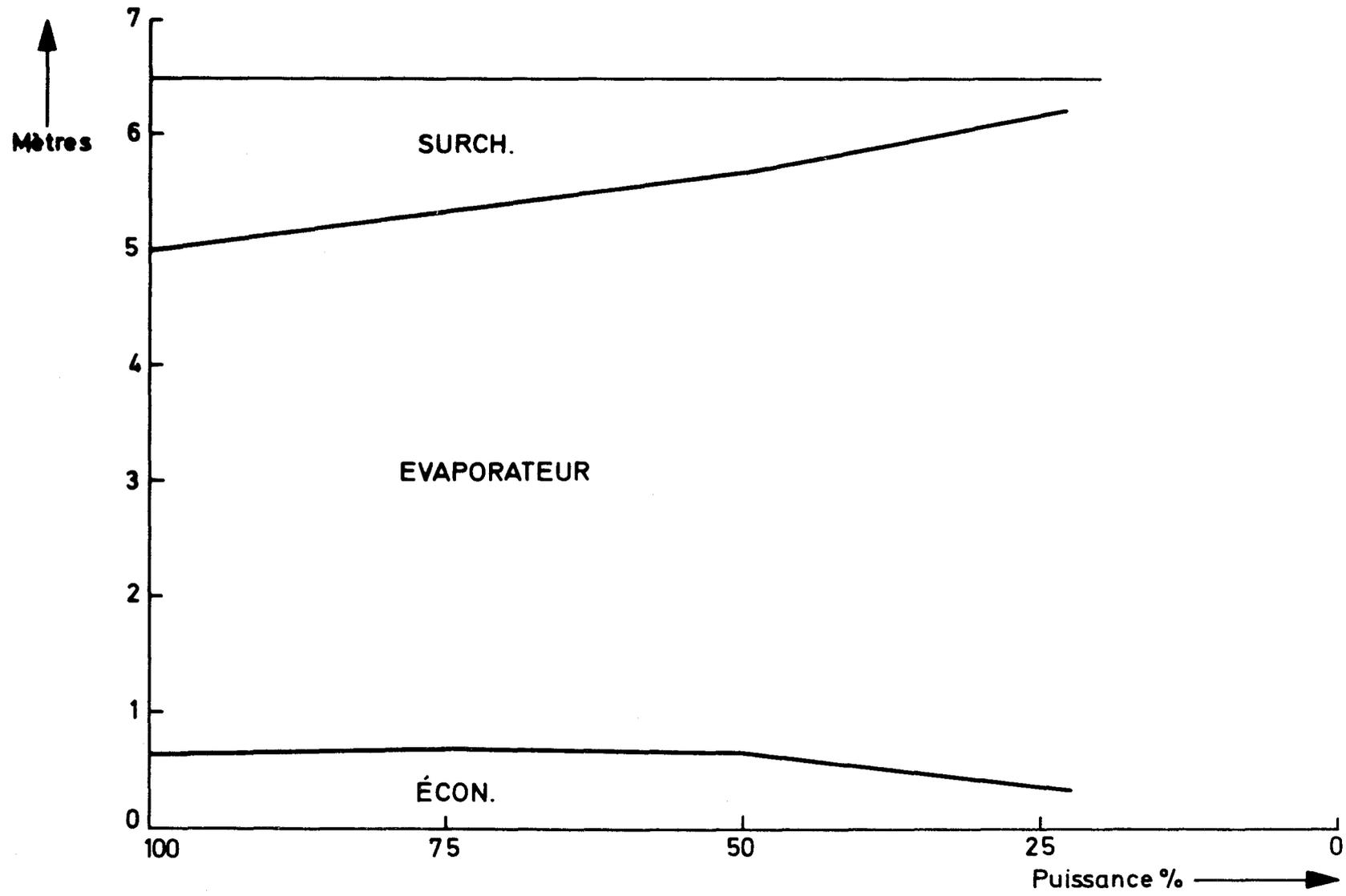
pour le cas c) une infinité de combinaisons est en principe possible. A puissance égale les options a), b) et c) conduisent à des différences sensibles dans les profils de température, et donc dans la répartition de l'échangeur entre les phases de changement d'état. La recherche d'un certain profil de température pourra être un critère de choix entre les solutions a), b) et c) pour varier la puissance.

Les figures qui suivent donnent l'état de l'échangeur dans différents cas, pour les données de base de la centrale prototype Orgel de 250 MW, pour une température de vapeur de 345°C et pour une pression de 67 kg/cm^2 .

La figure 14 donne la subdivision de l'échangeur dans le cas a). On voit que pour les basses puissances l'évaporateur occupe presque tout l'échangeur, tandis que l'économiseur et le surchauffeur deviennent très petits. La conséquence est qu'une petite variation de débit primaire entraîne une forte variation de température de vapeur, ce qui peut provoquer l'instabilité du système de régulation. (à 25 % de la puissance $2,8^{\circ}\text{C}$ sur la température de vapeur pour une variation de 1 kg/sec de débit primaire, à comparer avec 0.033°C pour 1 kg/sec à 100 % de la puissance).

FIG.14

TEMPÉRATURE ENTRÉE ORGANIQUE CONSTANTE



Cette circonstance rend difficile la régulation aux niveaux de puissance en dessous de 70 % ... 50 %.

La figure 15* donne la variation de débit et de température de sortie du primaire pour le même cas (a), en fonction du niveau de puissance.

La figure 16 donne la subdivision de l'échangeur pour le cas b (pas de by-pass): aux basses puissances l'évaporateur tend à se réduire, tandis que le surchauffeur tend à s'étendre. Des variations sur le primaire auront une influence moins critique sur le secondaire, par rapport au cas précédent.

La figure 17 montre la variation des températures d'entrée et de sortie de l'organique, dans le cas b). Cette figure montre que, en cas de régulation sans by-pass il est impossible de maintenir la température de sortie du réacteur constante avec la puissance. Le point de consigne de cette température doit obligatoirement varier selon la figure 17, ce qui entraîne une diminution de 8 °C environ pour un passage de 100 à 25 % de la puissance. On voit que aux basses puissances le point de pinçage de l'échangeur tend à se réduire (alors qu'il était constant dans le cas a).

L'examen des figures 14 et 16 suggère qu'il est possible de trouver un schéma intermédiaire (cas c) qui permette de maintenir à peu près constantes la hauteur des zones de l'échangeur (figure 18) (et aussi les profils de température), en faisant varier le débit primaire et la température d'entrée de l'organique comme indiqué

* dans les figures qui suivent les termes "primaire" et "secondaire" se rapportent aux 2 cotés de l'échangeur

FIG. 15

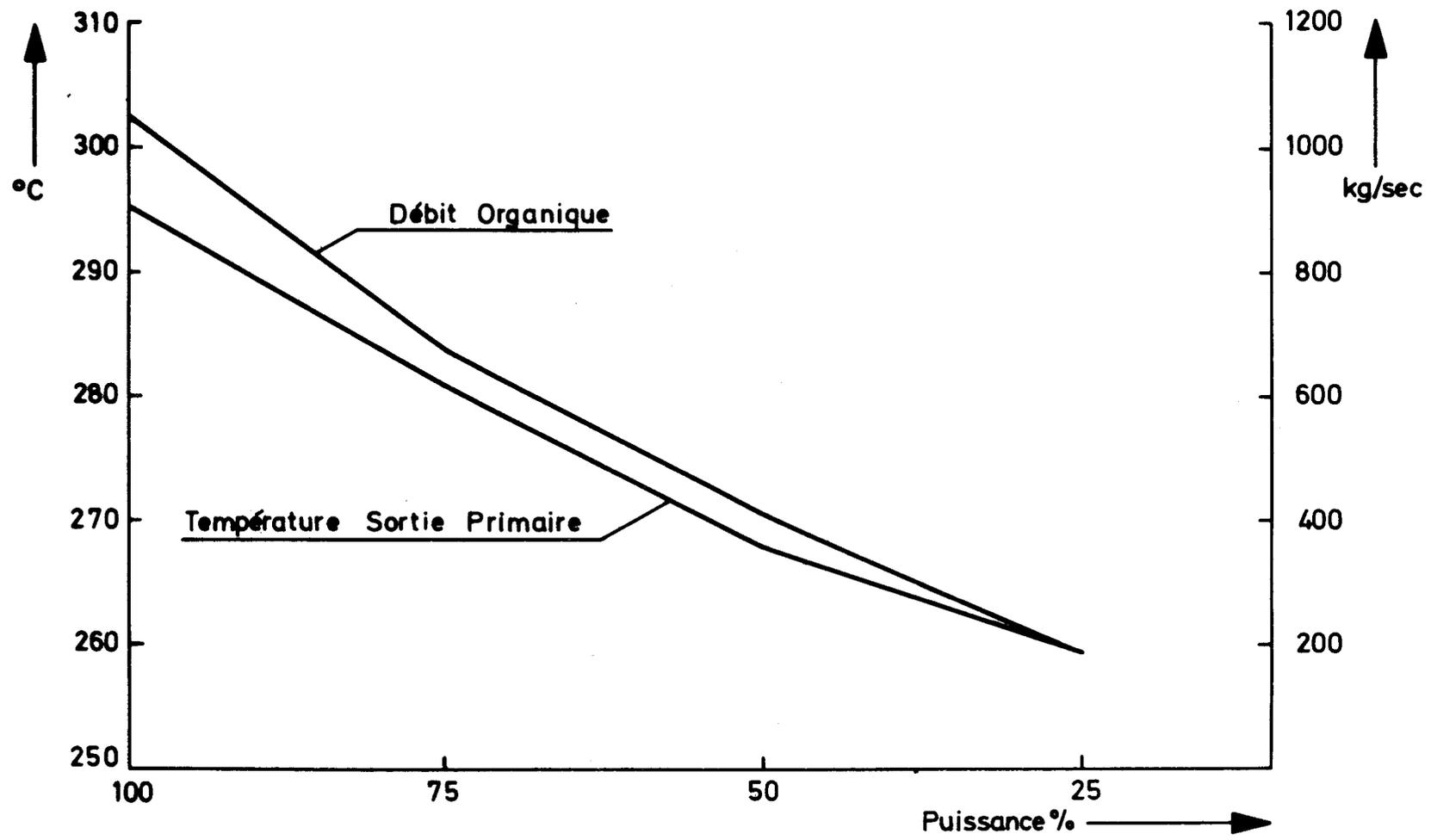


FIG. 16

DÉBIT PRIMAIRE CONSTANT

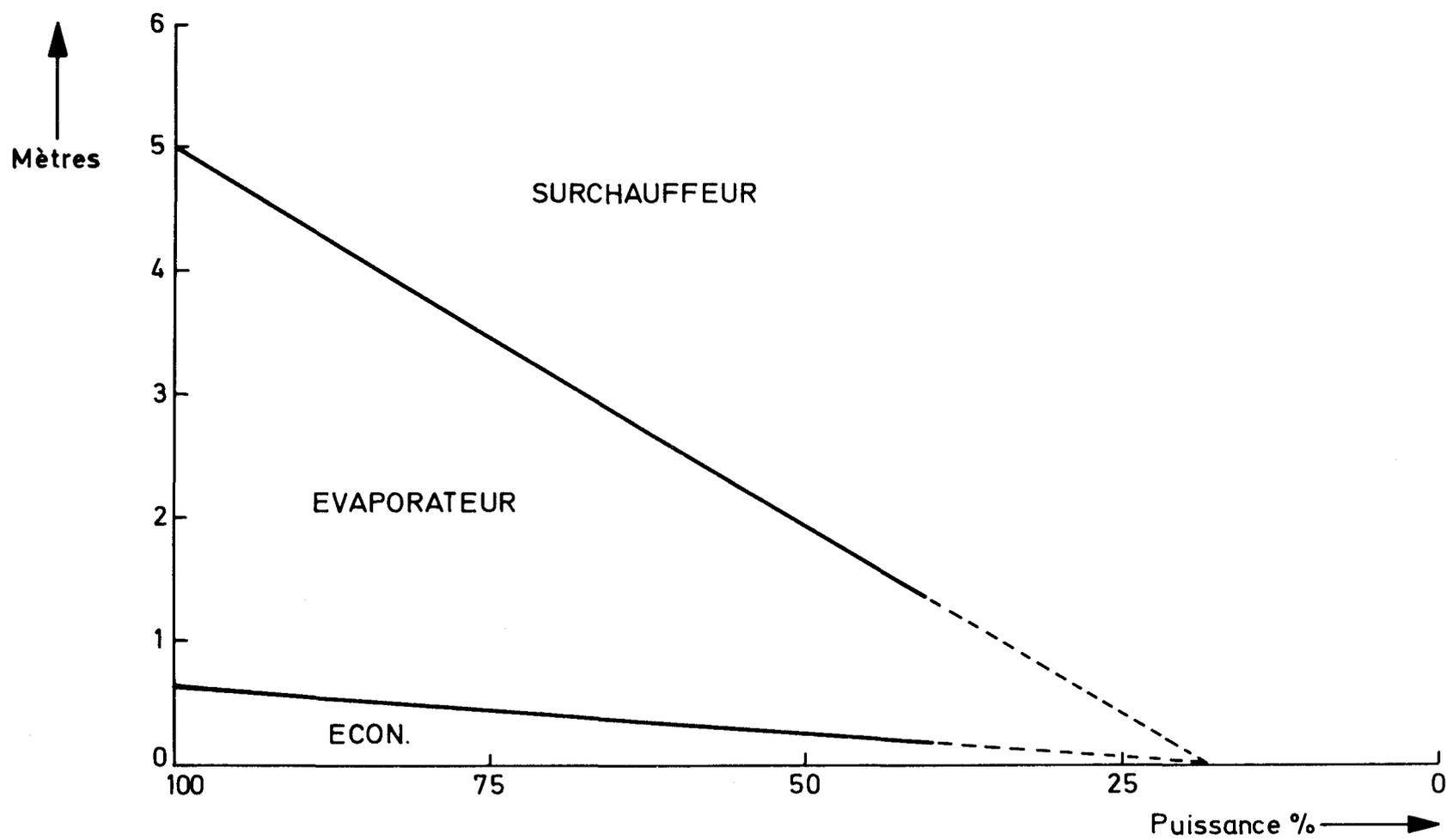
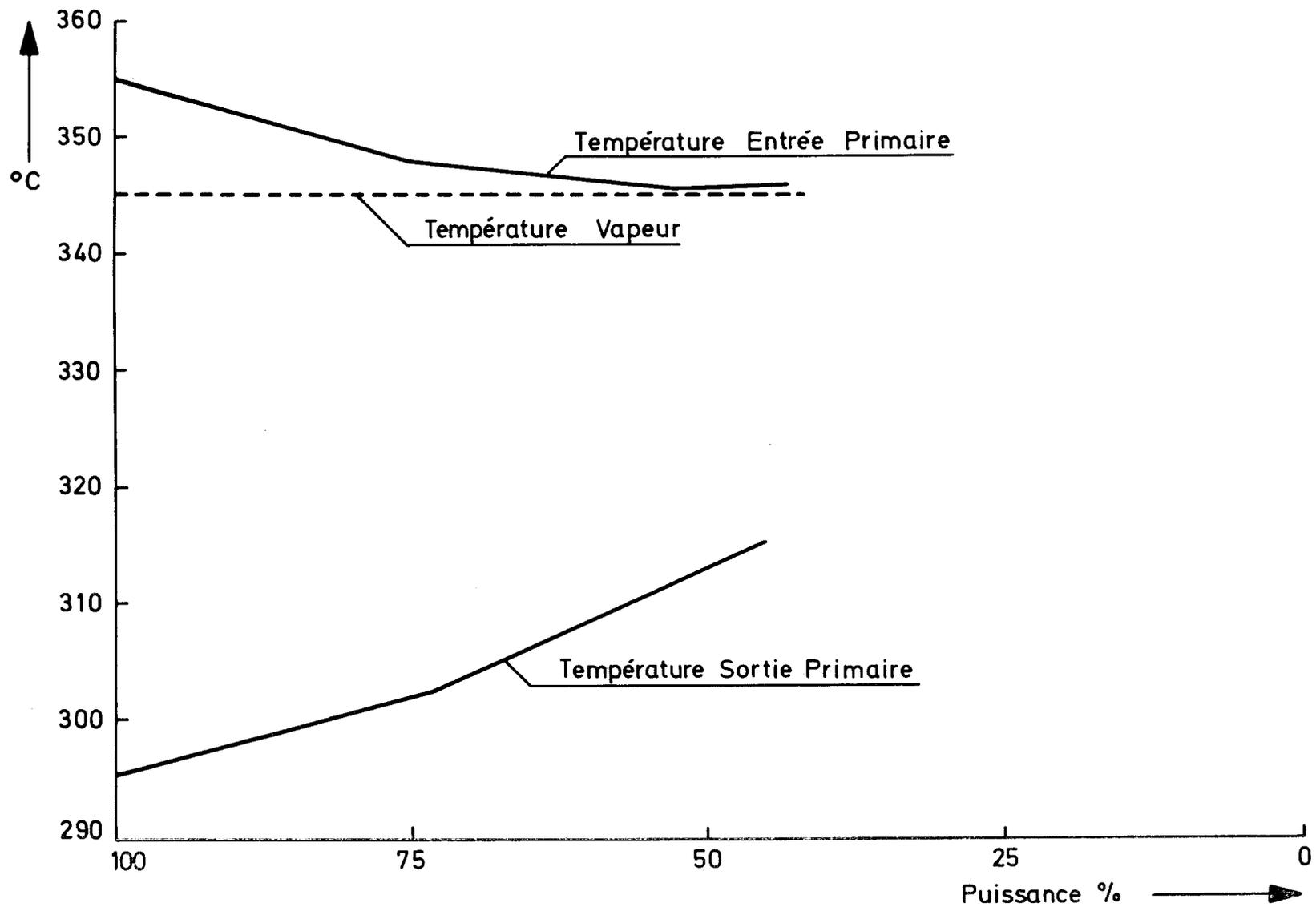


FIG. 17



dans la figure 19. Cette solution exige l'emploi d'un by-pass, mais élimine l'inconvénient du schéma a) que nous avons mentionné précédemment, permettant de trouver beaucoup plus facilement les conditions pour une régulation stable aux basses puissances.

Les figures 14, 16 et 18 mériteraient un examen attentif de la part du constructeur de l'échangeur, qui devrait indiquer quelle configuration donne les meilleures conditions d'emploi aux charges partielles.

2.3.3 Réponses transitoires de l'échangeur

La variation du comportement transitoire de l'échangeur en fonction du niveau de puissance est l'élément essentiel qui conditionne les performances du système de régulation (ou même la possibilité ou non de réguler).

Or, nous avons vu au paragraphe précédent que la puissance peut être variée en agissant soit sur le débit primaire, soit sur la température d'entrée primaire, soit sur les deux. Comme pour les cas statiques le comportement transitoire de ces alternatives est très différent, et nous examinerons chacun de ces cas. Rappelons que les caractéristiques de sortie de la vapeur doivent être maintenues indépendantes du niveau de puissance.

Les grandeurs d'entrée de l'échangeur sont la température et le débit. Les grandeurs de sortie qui nous intéressent (comme devant faire l'objet d'une régulation) sont la température de sortie de la vapeur et la pression. Comme la pression dépend surtout des caractéristiques du circuit secondaire, nous nous intéresserons aux variations de la température de vapeur en réponse à une

FIG. 18

TEMPÉRATURE ENTRÉE ORGANIQUE ET DÉBIT
PRIMAIRE VARIABLE

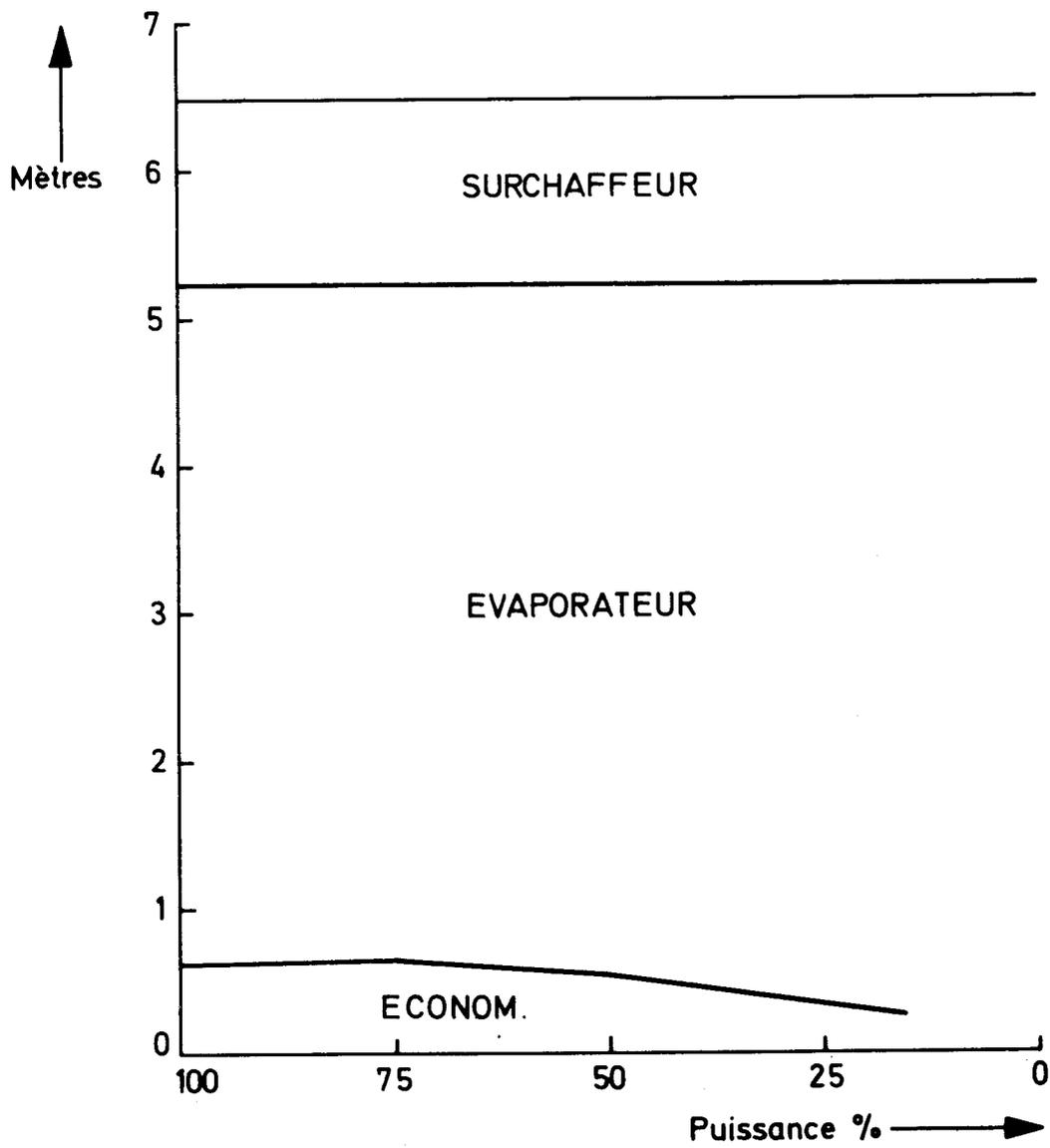
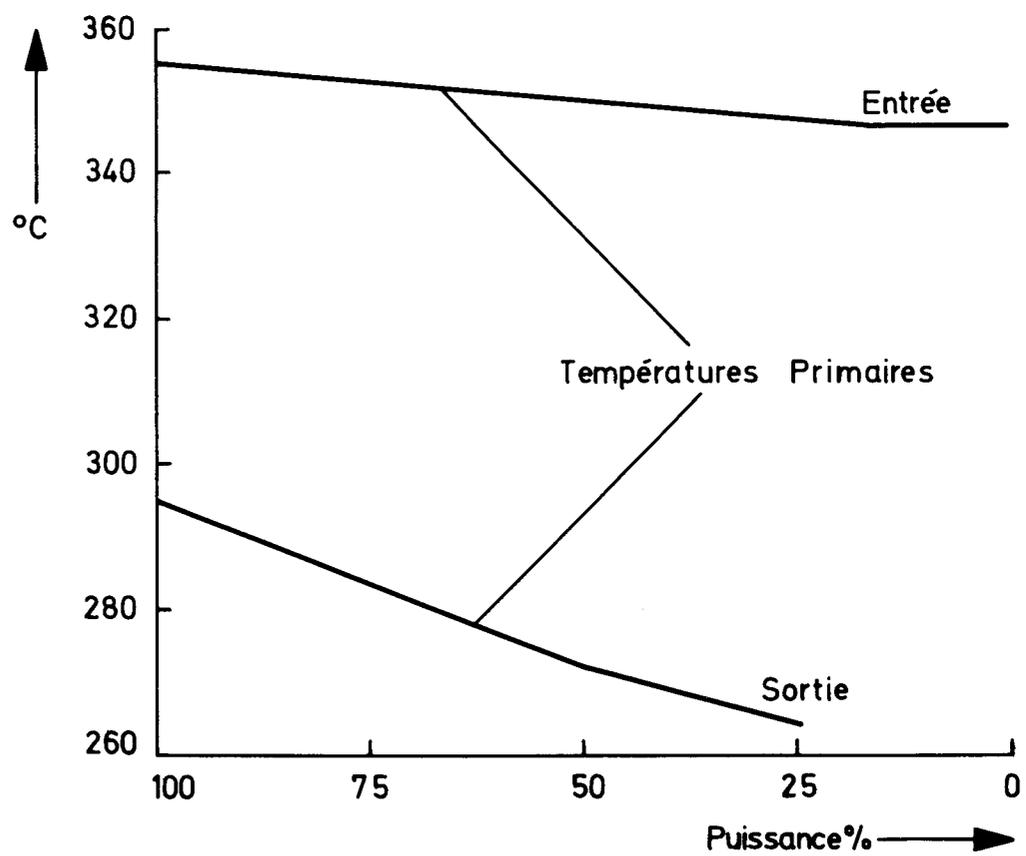
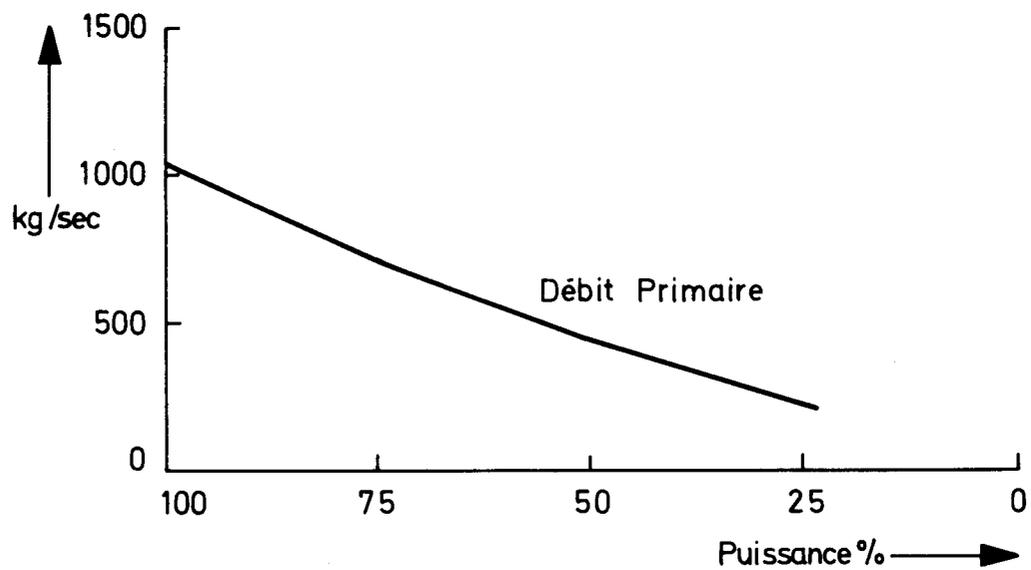


FIG. 19



sollicitation en forme d'échelon des grandeurs d'entrée. Ces essais permettraient, entre autres, de déduire les fonctions de transfert de l'échangeur.

La figure 20 montre la variation de température de la vapeur pour un échelon de la température d'entrée de l'organique à 100 % de la puissance. (Dans cet essai comme dans les suivants sont reportés les réponses à un échelon positif et négatif.)

Les figures 21 et 22 donnent le même essai pour 75 % et 50 %, la puissance étant variée selon le cas a (by-pass, température entrée organique constante). On voit que la fonction de transfert se modifie notablement, en amplitude et en temps de retard; de plus la dissymétrie entre l'échelon positif et négatif s'accroît. On peut en déduire que la réalisation d'un système de contrôle selon le schéma a) sera difficile, ce qui a été observé effectivement sur le calculateur. En d'autres termes, du point de vue la régulation, il n'est pas à conseiller de vouloir maintenir constante la température de sortie du réacteur quand on fait varier la puissance de la centrale. Il faut noter que cette conclusion, basée sur des considérations d'ordre dynamique, vient renforcer celle du paragraphe précédent établie sur des considérations d'ordre statique.

La figure 23 donne la variation de la température de sortie pour une variation en échelon du débit d'entrée.

Les figures 24 et 25 donnent le même essai pour 75 % et 50 % de la puissance de la centrale, toujours pour le schéma de variation a). La comparaison de ces trois figures entre elles mène aux mêmes conclusions, (pour la réponse à un échelon de débit) que nous avons formulé pour

FIG. 20

Relevé de la fonction de transfert du Benson
 Temp. organique entrée / Temp. vapeur sortie
 Echelon d'entrée de 5% du ΔT (2,75°C)

Débit primaire 1055 kg/sec
 Débit secondaire 72 kg/sec
 Temp. entrée org. 355 °C

Relevé à 100% de la puissance nominale

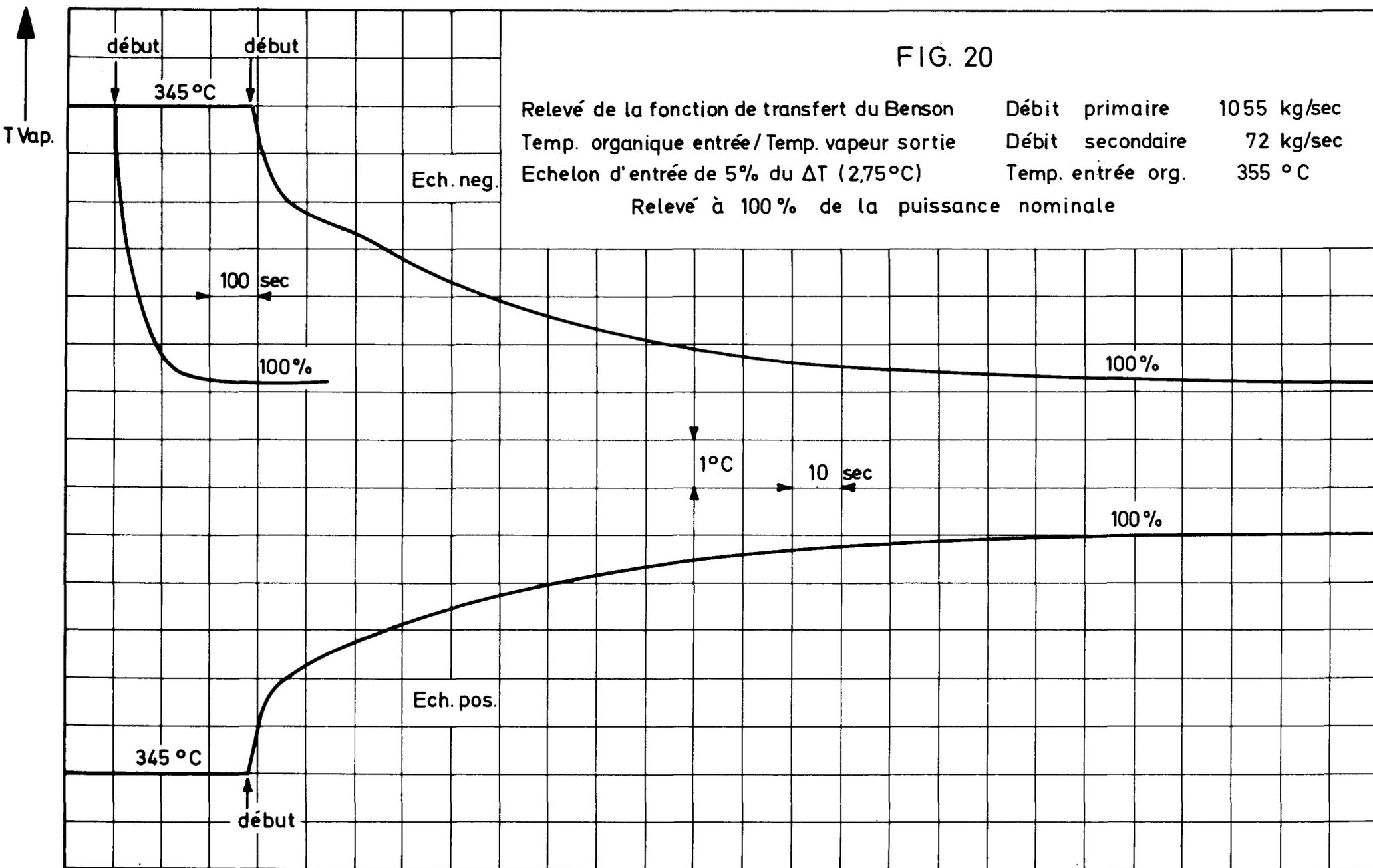


FIG. 21

SCHÉMA AVEC BY PASS

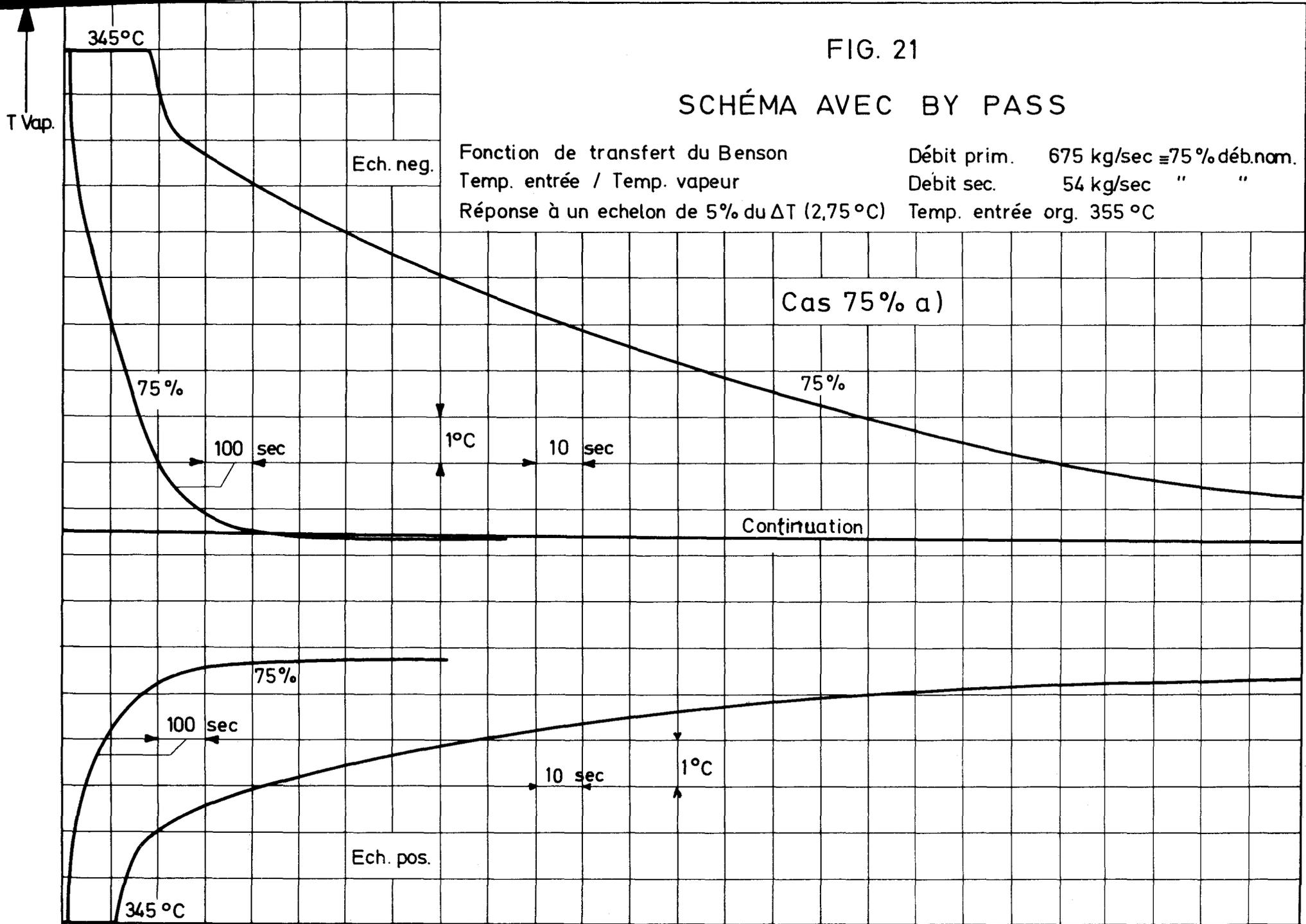


FIG. 22

SCHÉMA AVEC BY PASS

Fonction de transfert du Benson
Temp. entrée / Temp. sortie
Réponse à un échelon de 5% $\approx 2,75^\circ\text{C}$

Débit prim. 408 kg/sec
Debit sec. 36 kg/sec
Temp. entrée 355 $^\circ\text{C}$

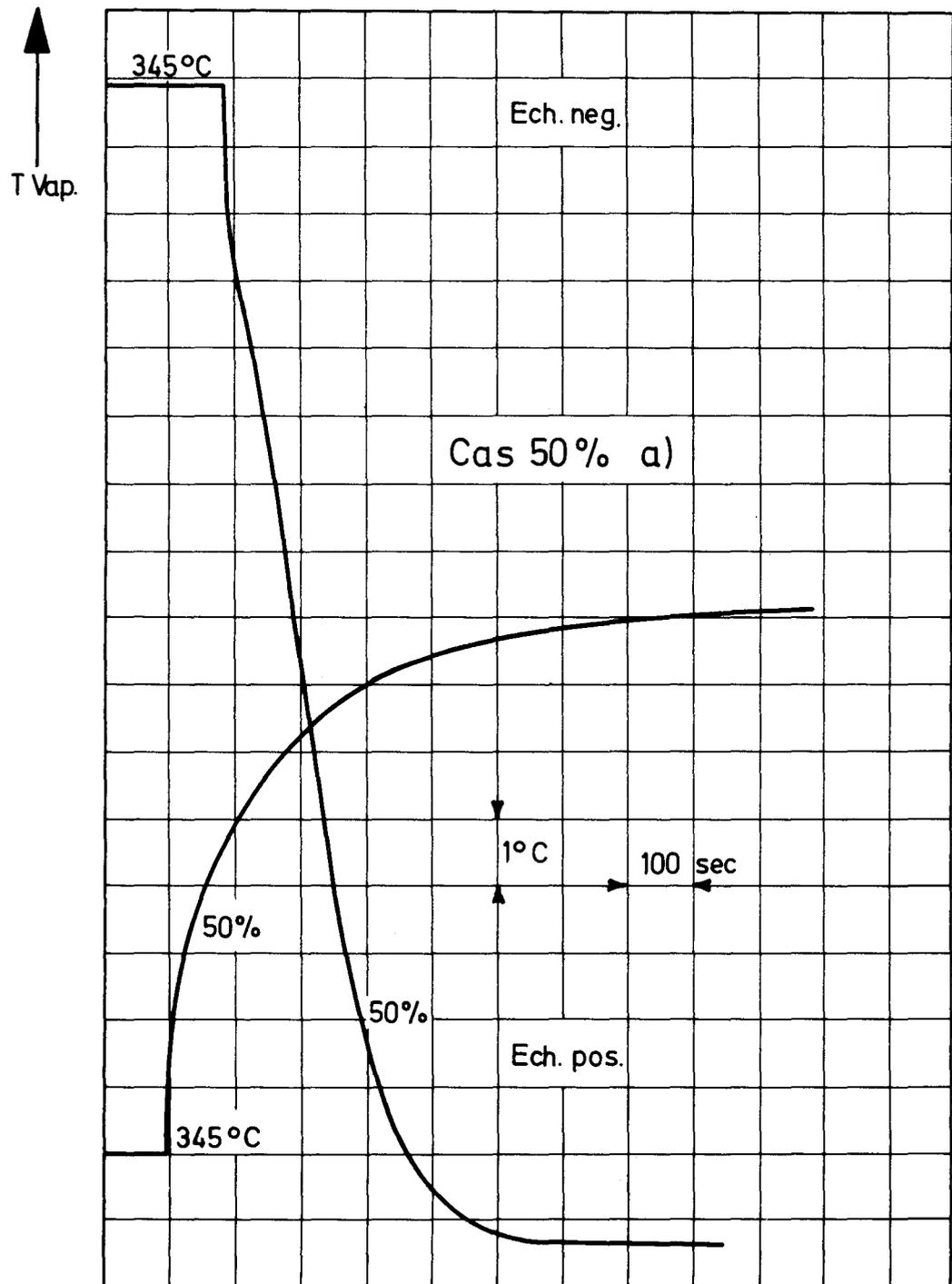


FIG. 23

SCHÉMA AVEC BY PASS

Fonction de transfert du Benson
Débit entrée / Temp. sortie
Réponse à un échelon de 2%

Débit prim. 1055 kg/sec.
Débit sec. 72 "
Temp. entrée 355 °C



FIG. 24

SCHÉMA AVEC BY PASS

Fonction de transfert du Benson
Débit prim. / Temp. sec.
Réponse à un échelon de 2%

Débit prim. 675 kg/sec.
Débit sec. 54 "
Temp. ent. prim. 355 °C

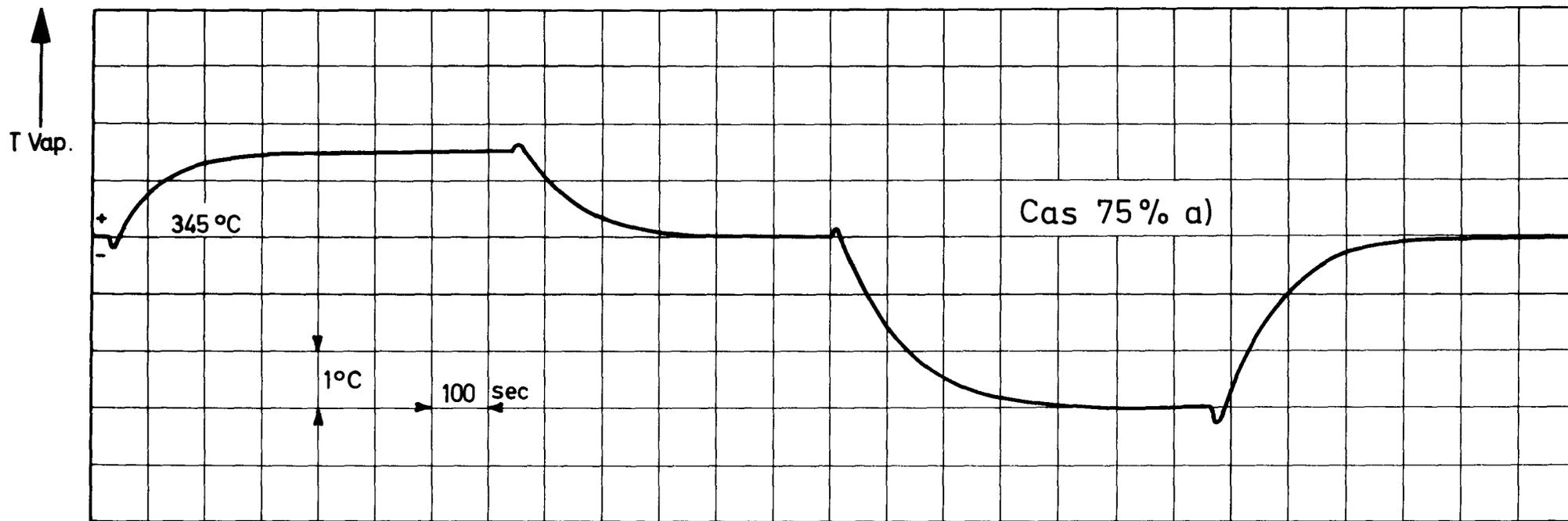
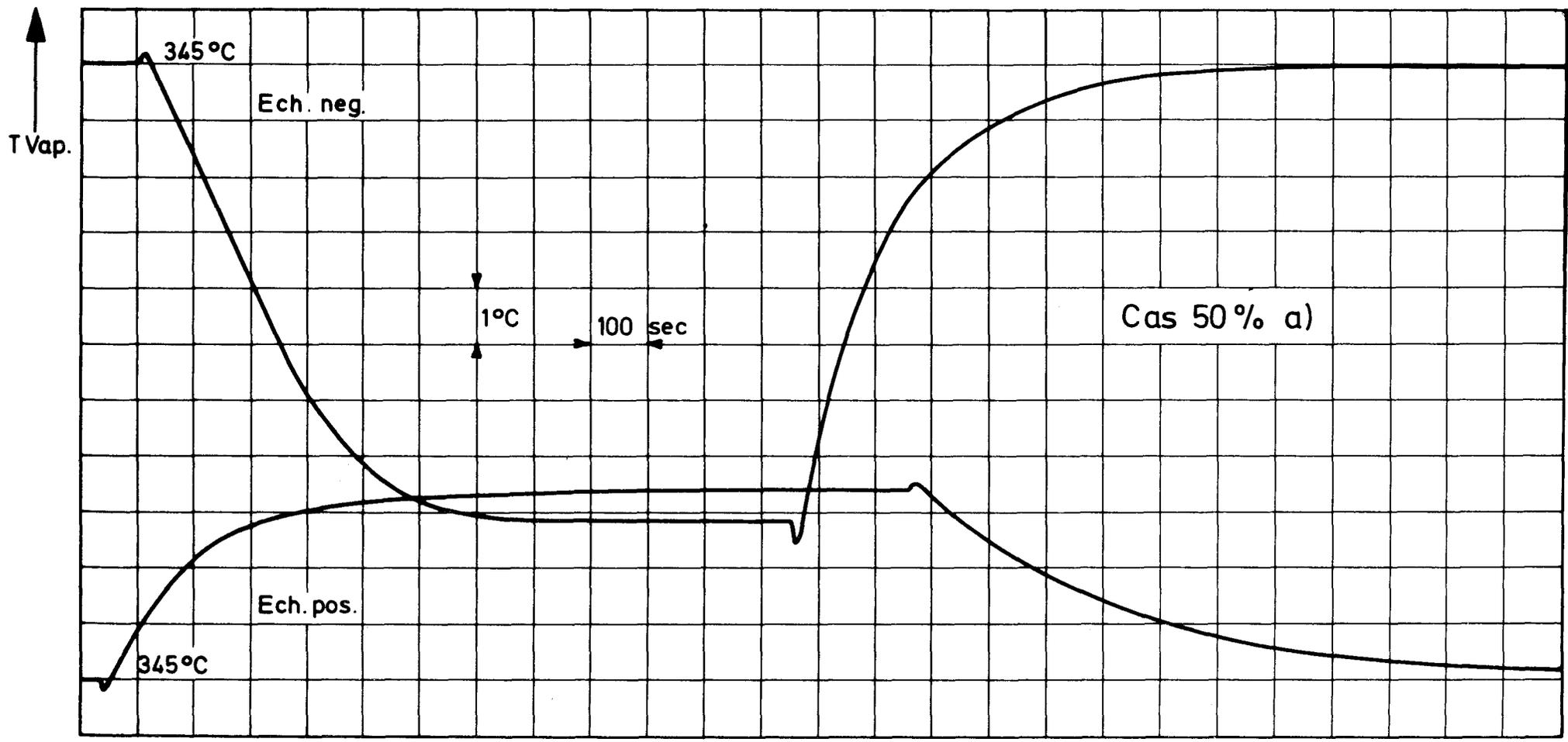


FIG. 25

SCHÉMA AVEC BY PASS

Fonction de transfert du Benson
Débit prim. / Temp. sec.
Réponse à un échelon de 2%

Débit prim. 408 kg/sec
Débit sec. 36 "
Temp. ent. prim. 355 °C



la réponse à un échelon de température, c.a.d. que la variation de la fonction de transfert est telle que la régulation sera toujours difficile à stabiliser aux basses puissances. Incidemment l'examen des six dernières figures montre aussi qu'une investigation de stabilité basée sur la méthode des fonctions de transfert (c.a.d. sur une linéarisation du problème) ne peut conduire à des résultats surs.

Les figures 26 et 27 donnent la réponse de la température de vapeur à un échelon de température d'entrée de l'organique, pour 75 % et 50 % du niveau de puissance, et pour le schéma de variation b), (débit constant, pas de by-pass). Il est important d'observer comme ces courbes sont différentes de celles des figures 21 et 22. Ici les caractéristiques de gain et de retard ne varient que peu avec le niveau de puissance, et ce schéma permet a priori d'envisager un régulateur stable à toutes les puissances. Ce régulateur devrait cependant suivre les points de consigne que nous avons indiqué au paragraphe des performances statiques.

La figure 28 montre la réponse à un échelon de débit, pour le schéma de variation C, pour 75 %, 50 % et 25 % de la puissance nominale (cas où le débit d'entrée et la température d'entrée sont variés tous les deux, pour maintenir constante la répartition entre les phases eau - vapeur dans le secondaire de l'échangeur). Ce gain en amplitude tend à diminuer pour les faibles puissances, ce qui rendrait stable mais inefficace une régulation de la température de vapeur en agissant sur le débit primaire. Dans ce cas on pourrait réguler mieux la centrale en asservissant simplement le débit primaire à la puissance de consigne de la centrale (le by-pass continuant à assurer la régulation de débit dans le réacteur) et en régulant la température de vapeur par la température de consigne à la sortie du réacteur.

FIG. 26

SCHÉMA SANS BY PASS

Fonction de transfert du Benson
Temp. entrée / Temp. sortie
Réponse à un échelon de 5% = 2,4°C

Débit prim. 1055 kg/sec
Débit sec. 54 kg/sec
Temp. entrée org. = 348°C

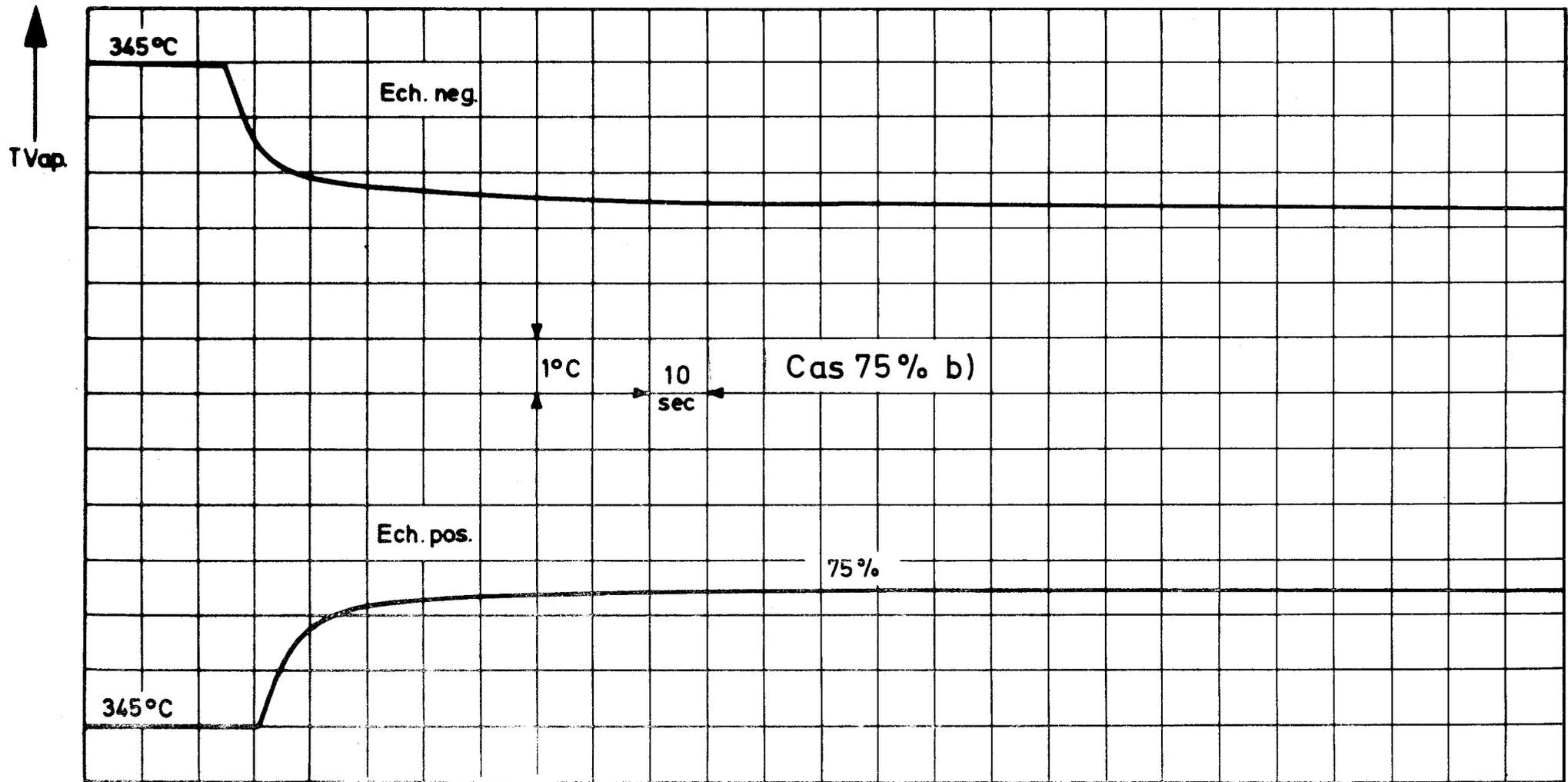


FIG. 27

SCHÉMA SANS BY PASS

Fonction de transfert du Benson
Temp. entrée / Temp. sortie
Réponse à un échelon de 5% $\approx 227^\circ\text{C}$

Débit prim. 1055 \approx débit max
Débit sec. 36 kg/sec.
Temp. entrée org. $\approx 345,5^\circ\text{C}$

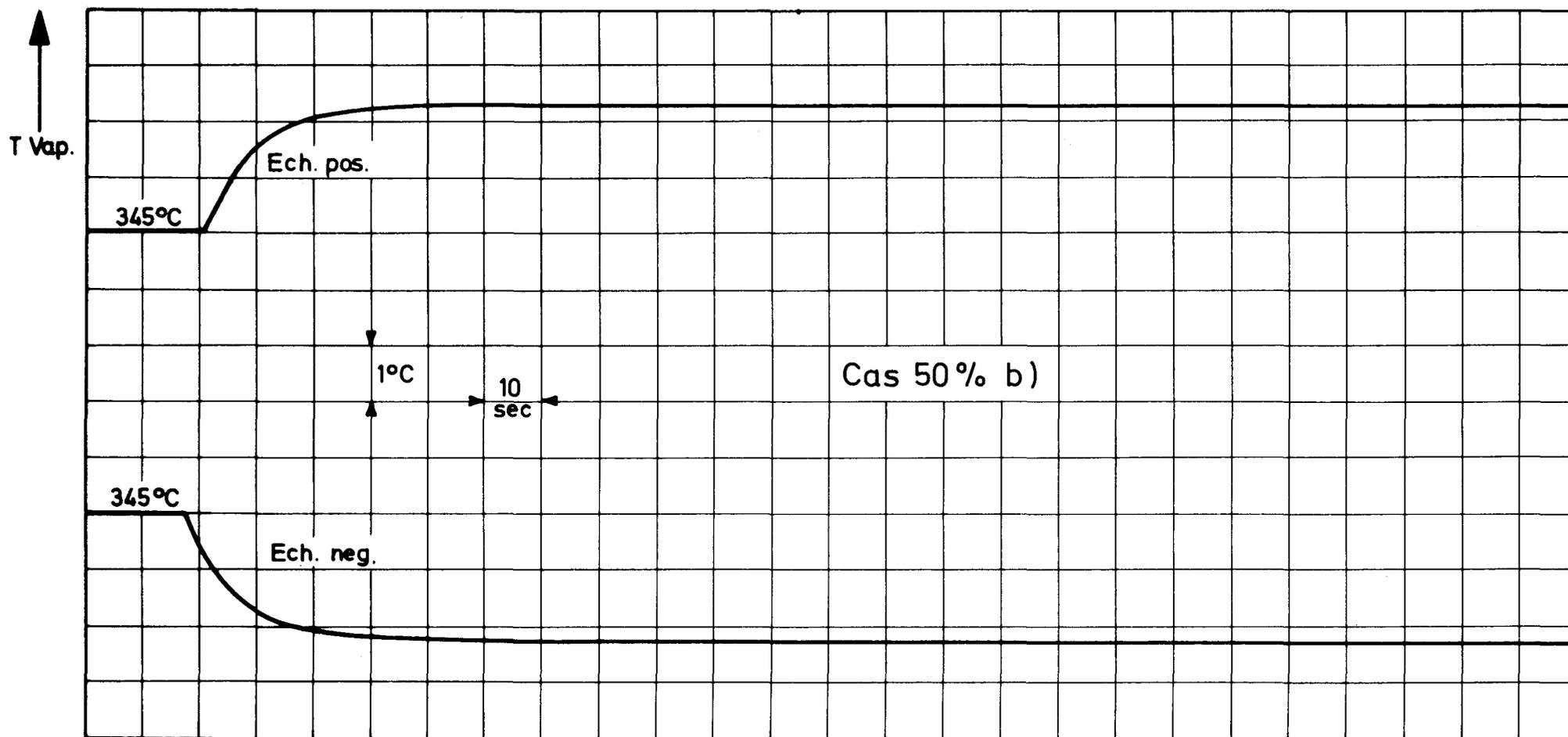
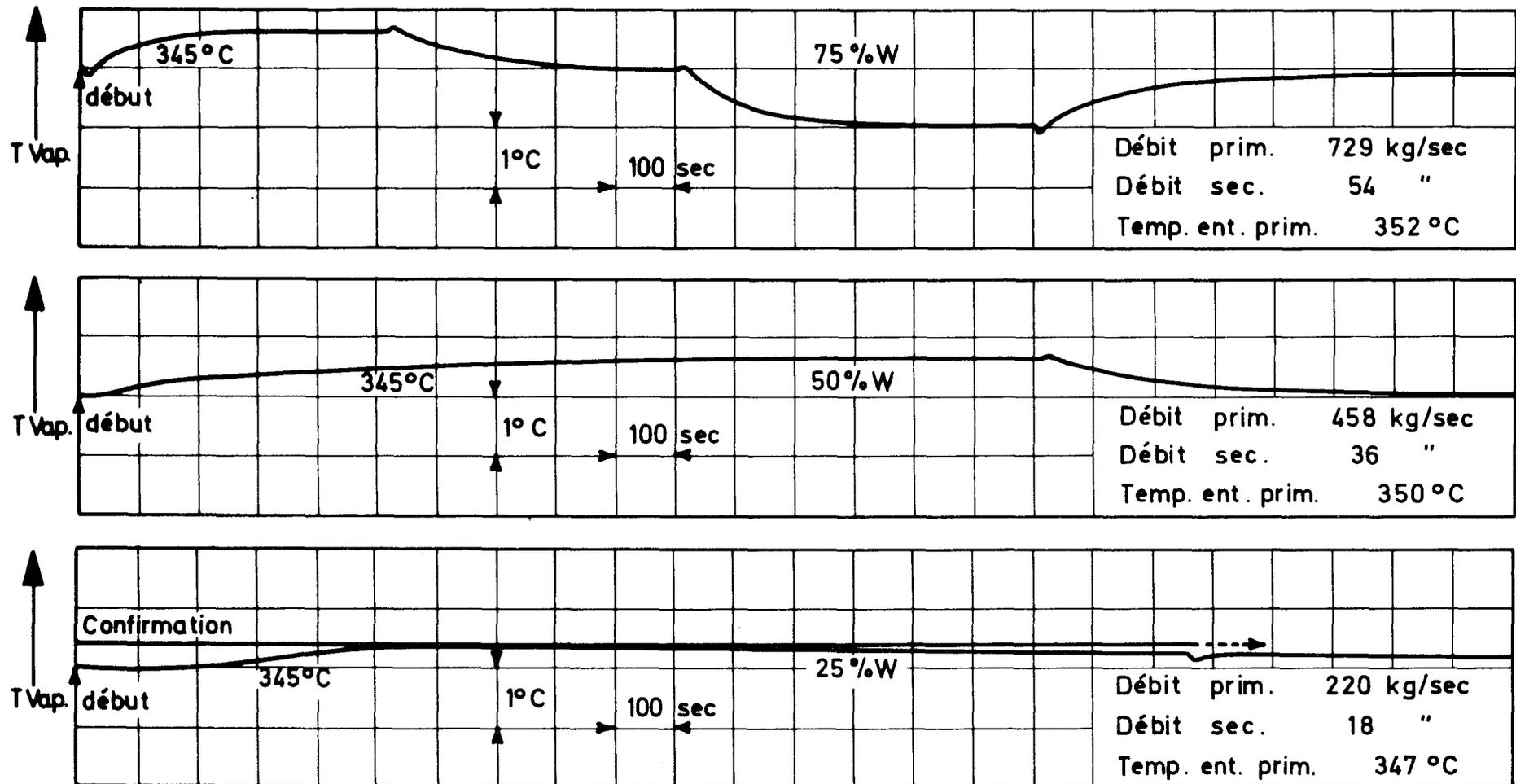


FIG. 28

Réponse à un échelon de débit primaire de 2%, pour différents niveaux de puissance, variée selon le schéma C

On varie à la fois le débit primaire et la température organique ^{pour} maintenir constants la hauteur du surchauffeur dans le Benson et la température de sortie de la vapeur.



2.3.4 Variations dynamiques internes

Indépendamment de l'étude de l'échangeur en tant qu'élément d'un système de contrôle, le modèle mathématique peut fournir des informations sur l'évolution dynamique des grandeurs internes de l'échangeur. Nous ne nous étendrons pas sur ce point de vue, mais illustrerons simplement cette possibilité par les figures suivantes; ces essais sont moins précis de ceux précédents, car ils ont été exécutés avec une quantification de deux sections par cellule (voir fig. 13); tous se réfèrent au cas de la puissance nominale.

La figure 29 donne les variations conséquentes à un échelon positif de température dans la température d'entrée du secondaire.

La figure 30 donne les réponses à un échelon positif de température d'entrée de l'organique au primaire.

La figure 31 donne les réponses à un échelon positif dans le débit d'eau au secondaire.

La figure 32 donne les réponses à un échelon positif dans le débit d'organique au primaire.

Résumé des conclusions

Ce rapport est avant tout une synthèse des enseignements que nous avons retiré d'une campagne de simulation de la centrale 250 MW sur calculateur analogique. Le lecteur aura vu que nous avons cherché à établir les connaissances de base sur lesquelles l'étude du schéma de régulation doit reposer. Comme souvent dans ce genre d'étude, l'ingénieur de contrôle a le choix entre plusieurs dispositions des éléments de contrôle et des points de mesure, et chacune d'elles, si bien étudiée, aboutit à un projet valable. L'étude de la régulation

FIG. 29

STEP + 10%

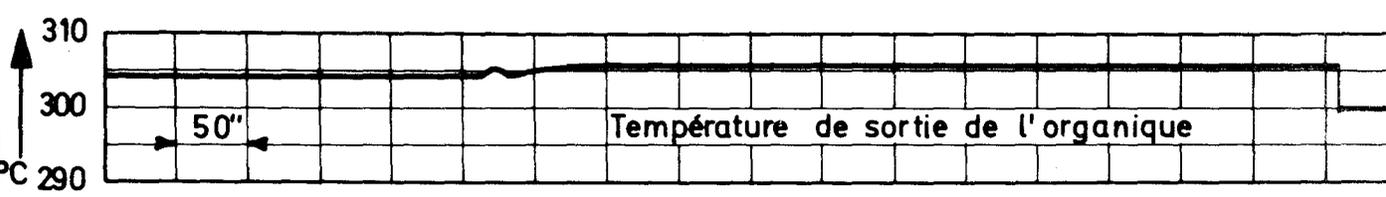
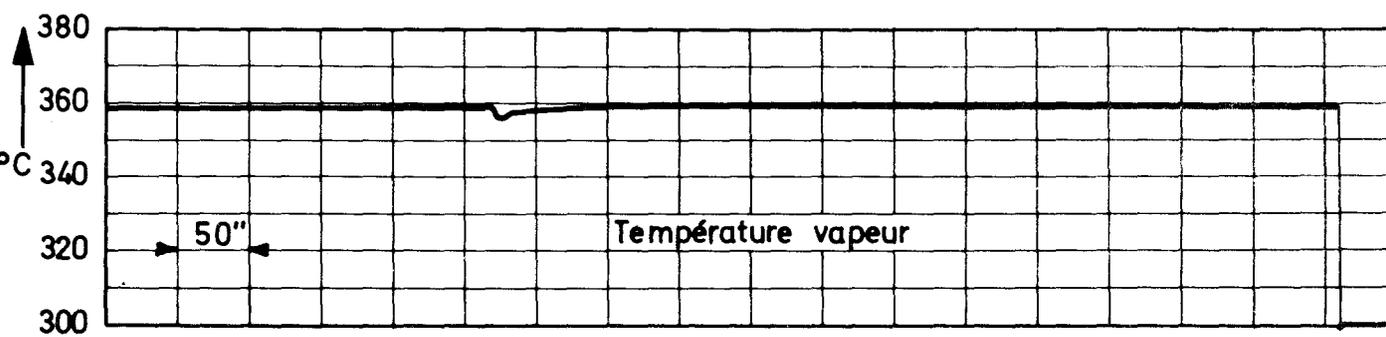
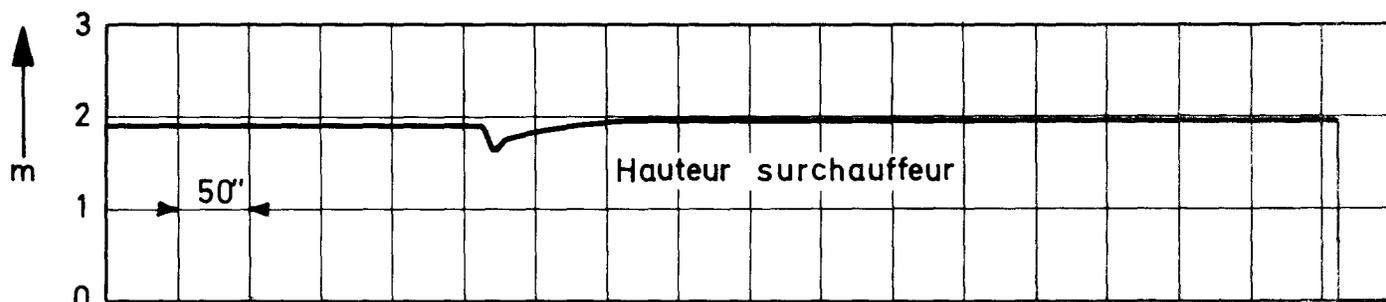
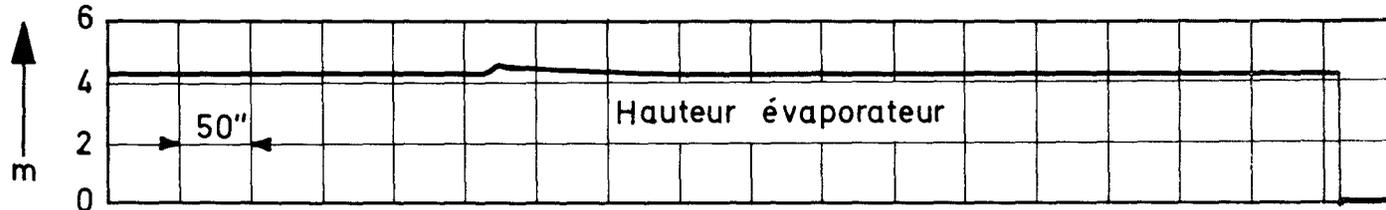
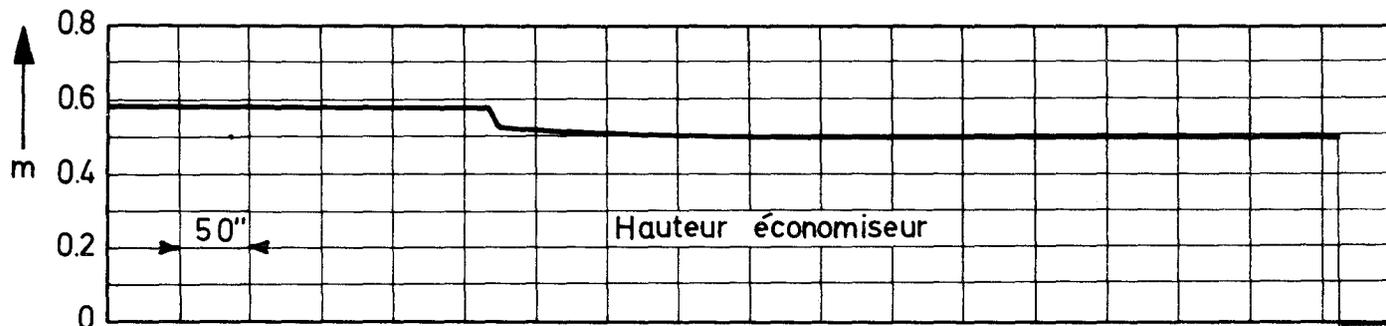
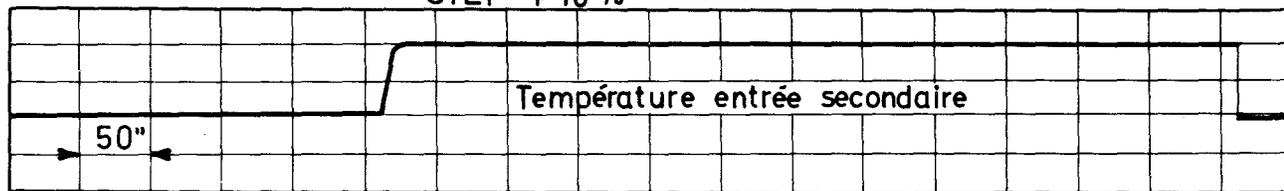


FIG 30

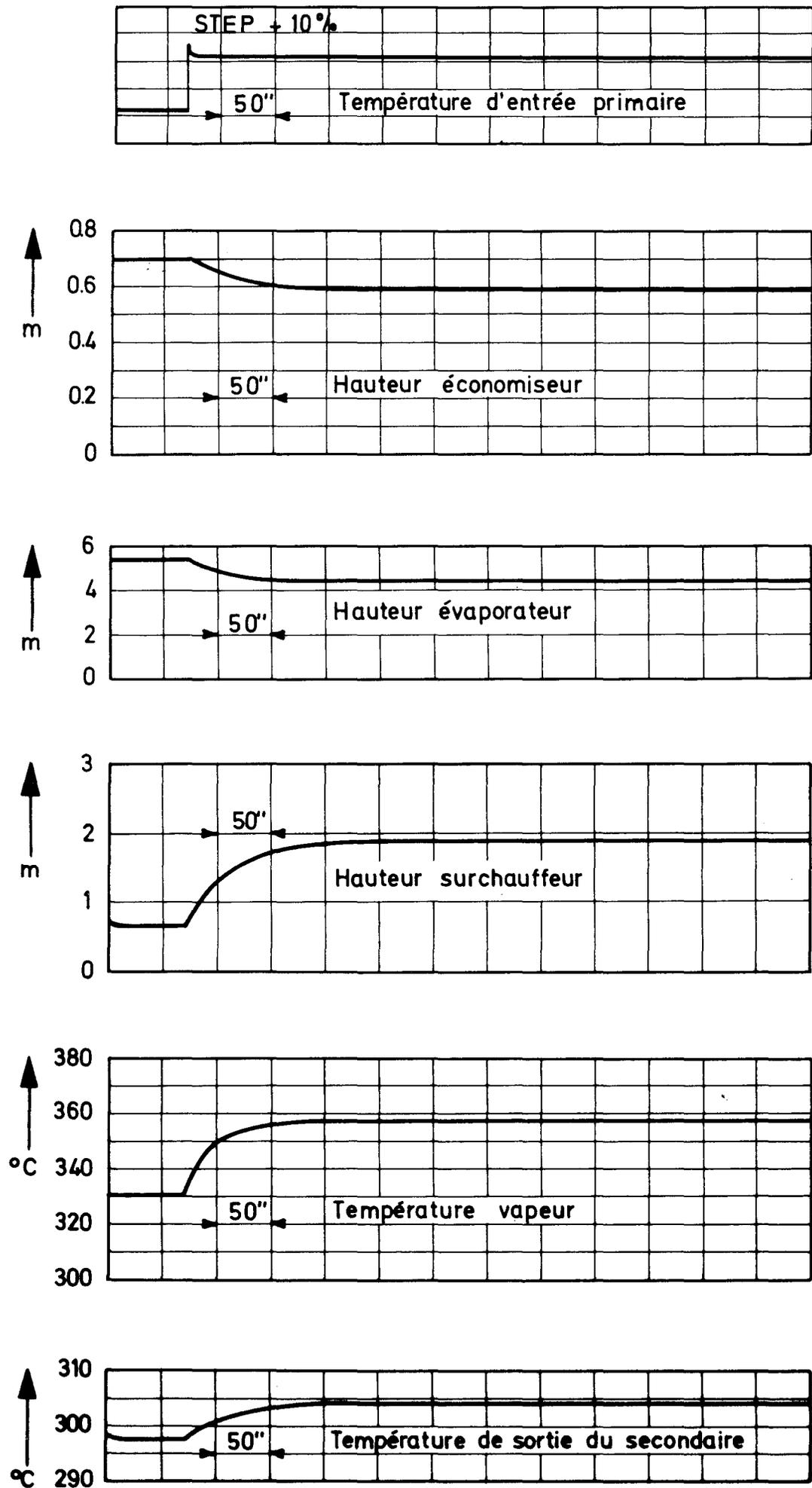


FIG. 31

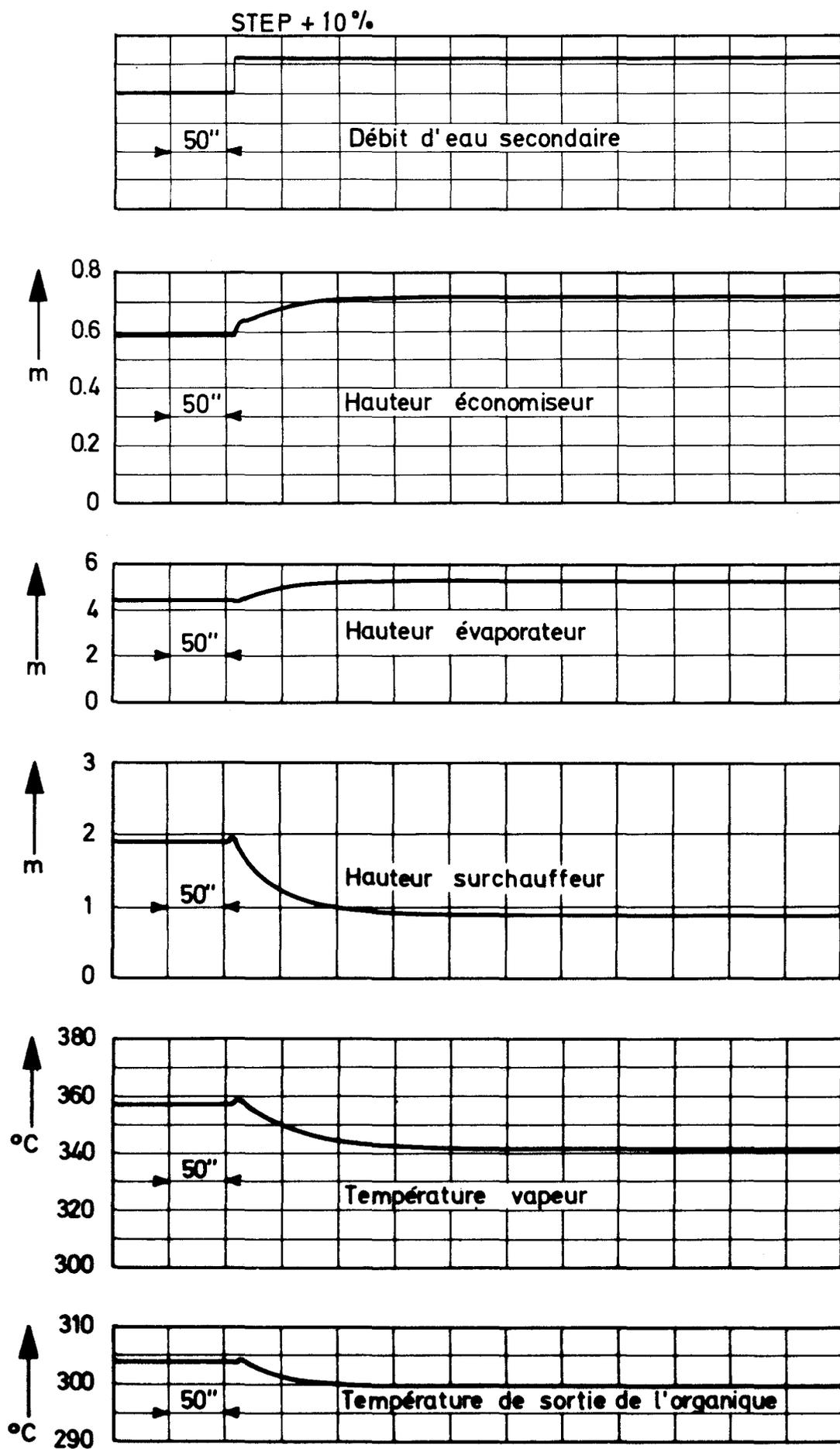
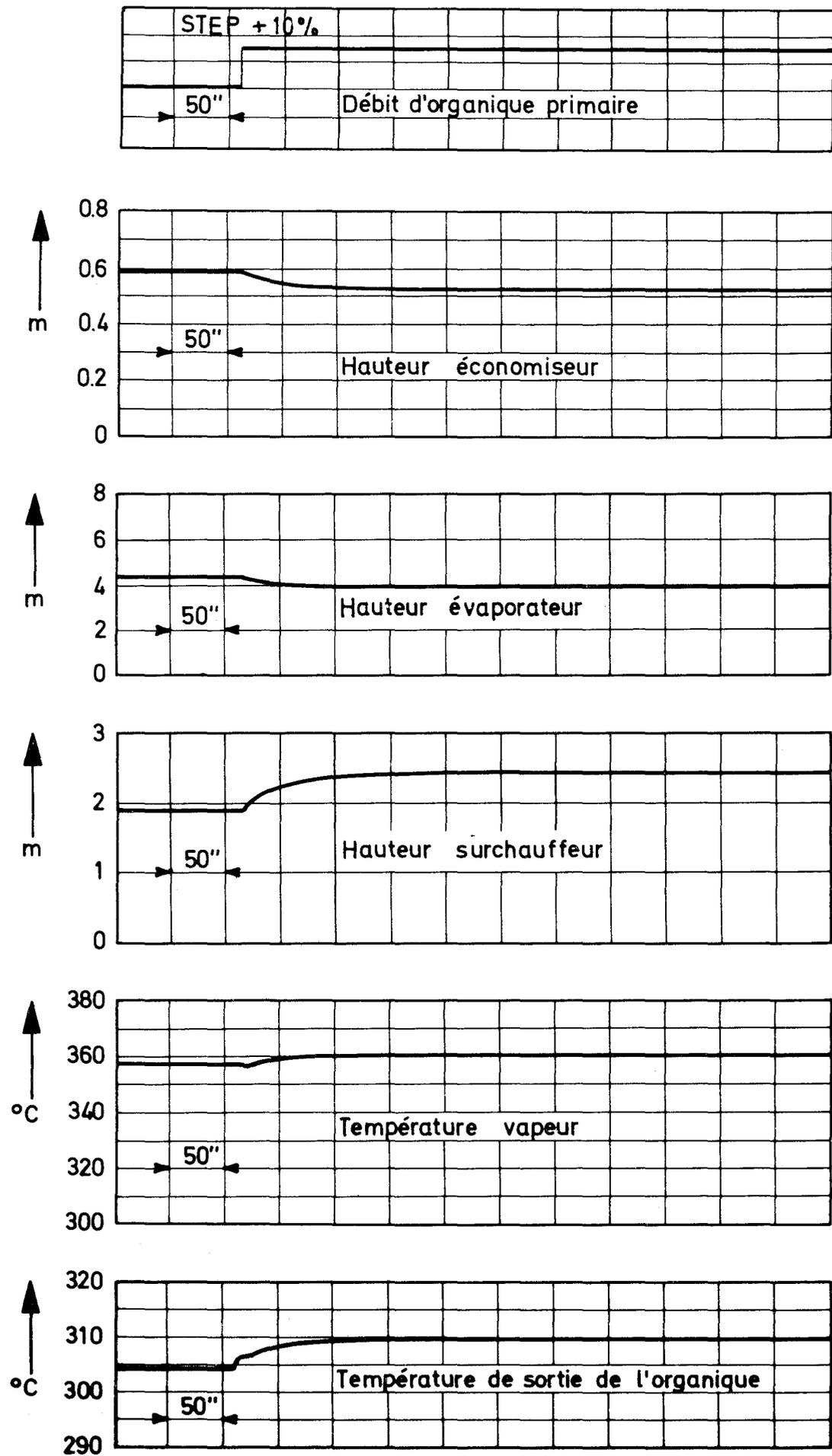


FIG. 32



doit reposer avant tout sur une investigation complète du domaine statique de fonctionnement à tous les niveaux de puissance. Sans cela, il serait possible de fixer des critères incompatibles entre eux.

Nous avons également vu que la simulation fournit des informations qui peuvent être utiles à l'ingénieur de projet ou au constructeur, comme la répartition des pressions le long du circuit hydraulique ou la répartition des phases eau-vapeur dans l'échangeur.

Si plusieurs schémas de contrôle sont en discussion, et qu'ils s'avèrent également valables pour l'ingénieur de contrôle, les éléments que nous avons mentionné pourront permettre de fixer un choix, basé sur des considérations technologiques (contraintes thermiques, efforts etc...).

Une autre conclusion, d'ordre plus général, est que l'étude de dynamique d'une centrale analogue à celle que nous avons étudié doit reposer sur une représentation mathématique fidèle de l'échangeur, tant pour les échanges thermiques que pour le comportement hydraulique. Pour le réacteur une approximation simple (modèle point) est suffisante.

Remerciements

Les auteurs remercient MM. Crescenti, Endrizzi et Van Wauwe pour leur collaboration et l'aide qu'ils ont apporté à l'exécution des calculs.

Appendice

Tableau complet des équations utilisées pour la simulation de l'échangeur BENSON.

1) Calcul des hauteurs

$$\begin{aligned} \text{ECO)} \quad & \frac{1}{2} \text{ROSE} \cdot \text{AS} \cdot \text{CSE} \cdot (\text{TSAT} - \text{TSIN}) \frac{d\text{YE}}{dt} = \\ & = \text{CSE} \cdot \text{FSIN} \cdot (\text{TSAT} - \text{TSIN}) - \sum_1^{\text{NE}} \text{ALFAE}(i) (\text{TP}(i) - \text{TS}(i)) \frac{\text{YE}}{\text{NE}} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{EVA)} \quad & \frac{1}{2} \text{ROSB} \cdot \text{AS} \cdot (\text{EVSAT} - \text{ELSAT}) \frac{d\text{YB}}{dt} = \\ & = \text{FSE} \cdot (\text{EVSAT} - \text{ELSAT}) - \sum_{\text{NE}+1}^{\text{NE}+\text{NB}} \text{ALFAB}(i) (\text{TP}(i) - \text{TSAT}) \frac{\text{YB}}{\text{NB}} \end{aligned}$$

$$\text{SUR)} \quad \text{YS} = \text{LTPT} - \text{YE} - \text{YB}$$

2) Calcul des débits

SECONDAIRE

$$\text{ECO)} \quad \text{FSE} = \text{FSIN} - \text{ROSE} \cdot \text{AS} \cdot \frac{d\text{YE}}{dt}$$

$$\text{EVA)} \quad \text{FSB} = \text{FSE} - \text{ROSB2} \cdot \text{AS} \cdot \frac{d\text{YB}}{dt}$$

$$\text{SUR)} \quad \text{FS}(i) = \text{FS}(i-1) - \frac{\text{ROSS} \cdot \text{AS}}{\text{NS}} \cdot \frac{d\text{YS}}{dt}$$

$$i = \text{NE} + \text{NB} + 1, \text{NE} + \text{NB} + \text{NS}$$

$$\text{FS}(0) = \text{FSB}$$

PARROI

$$\text{ECO)} \quad \text{FP}(i) = \text{FP}(i+1) - \frac{\text{ROP} \cdot \text{AP}}{\text{NE}} \cdot \frac{d\text{YE}}{dt} \quad i = 1, \text{NE}$$

$$\text{EVA)} \quad \text{FP}(i) = \text{FP}(i+1) - \frac{\text{ROP} \cdot \text{AP}}{\text{NB}} \cdot \frac{d\text{YB}}{dt} \quad i = \text{NE} + 1, \text{NE} + \text{NB}$$

$$\text{SUR)} \quad \text{FP}(i) = \text{FP}(i+1) - \frac{\text{ROP} \cdot \text{AP}}{\text{NS}} \cdot \frac{d\text{YS}}{dt} \quad i = \text{NE} + \text{NB} + 1, \text{NE} + \text{NB} + \text{NS}$$

$$\text{FP}(\text{NE} + \text{NB} + \text{NS} + 1) = 0$$

Primaire

$$\begin{aligned} \text{ECO) } FOL(i) &= FOL(i+1) - \frac{ROOL \cdot AOL}{NE} \cdot \frac{dYE}{dt} & i = 1, NE \\ \text{EVA) } FOL(i) &= FOL(i+1) - \frac{ROOL \cdot AOL}{NB} \cdot \frac{dYB}{dt} & i = NE+1, NE+NB \\ \text{SUR) } FOL(i) &= FOL(i+1) - \frac{ROOL \cdot AOL}{NS} \cdot \frac{dYS}{dt} & i = NE+NB+1, NE+NB+ \\ & & +NS \\ FOL(NE+NB+NS+1) &= FOLIN \end{aligned}$$

3) Calcul des températures

Primaire

$$\begin{aligned} \text{ECO) } COL \cdot ROOL \cdot AOL \cdot \frac{dTOL(i)}{dt} &= \\ &= COL \cdot FOL(i+1) \cdot (TOL(i+1) - TOL(i)) / YE + ALFP \cdot (TOL(i) - TP(i)) \\ & i = 1, NE \\ \text{EVA) } COL \cdot ROOL \cdot AOL \cdot \frac{dTOL(i)}{dt} &= \\ &= COL \cdot FOL(i+1) \cdot (TOL(i+1) - TOL(i)) / YB + ALFP \cdot (TOL(i) - TP(i)) \\ & i = NE+1, NE+NB \\ \text{SUR) } COL \cdot ROOL \cdot AOL \cdot \frac{dTOL(i)}{dt} &= \\ &= COL \cdot FOL(i+1) \cdot (TOL(i+1) - TOL(i)) / YS + ALFP \cdot (TOL(i) - TP(i)) \\ & i = NE+NB+1, NE+NB+NS \\ TOL(NE+NB+NS+1) &= TOLIN \end{aligned}$$

Parroi

$$\begin{aligned} \text{ECO) } CP \cdot AP \cdot ROP \cdot \frac{dTP(i)}{dt} &= \\ &= CP \cdot FP(i+1) \cdot (TP(i+1) - TP(i)) / YE + ALFP \cdot (TOL(i) - TP(i)) - \\ & \quad - ALFSE \cdot (TP(i) - TS(i)) \\ & i = 1, NE \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{EVA)} \quad & \text{CP.AP.ROP.} \cdot \frac{dTP(i)}{dt} = \\ & \text{CP.FP}(i+1) \cdot (\text{TP}(i+1) - \text{TP}(i)) / \text{YB} + \text{ALFP}(\text{TOL}(i) - \text{TP}(i)) - \\ & - \text{ALFSB}(i)(\text{TP}(i) - \text{TSAT}) \\ & i = \text{NE}+1, \text{NE}+\text{NB} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{SUR)} \quad & \text{CP.AP.ROP.} \cdot \frac{dTP(i)}{dt} = \\ & = \text{CP.FP}(i+1) \cdot (\text{TP}(i+1) - \text{TP}(i)) / \text{YS} + \text{ALFP} \cdot (\text{TOL}(i) - \text{TP}(i)) - \\ & - \text{ALFSS}(\text{TP}(i) - \text{TS}(i)) \\ & i = \text{NE}+\text{NB}+1, \text{NE}+\text{NB}+\text{NS}+1 \end{aligned}$$

Secondaire

$$\text{ECO)} \quad \text{TS}(i) = \text{TSIN} + (\text{TSAT} - \text{TSIN}) \frac{2 \cdot i - 1}{2 \cdot \text{NE}}$$

$$\text{EVA)} \quad \text{TSI} = \text{TSAT}$$

$$\begin{aligned} \text{SUR)} \quad & \text{CSS.AS.ROSS.} \cdot \frac{dTS(i)}{dt} = \text{CSS.FS}(i-1) \cdot (\text{TS}(i) - \text{TS}(i-1)) / \text{YS} + \\ & + \text{ALFSS} \cdot (\text{TP}(i) - \text{TS}(i)) \end{aligned}$$

Liste des symboles

AOL, AL, AP	Section d'échange thermique du primaire, de la parroi et du secondaire (m ²)
COL,CP,CSE,CSS	Chaleur spécifique du primaire, de la parroi, du secondaire côté économiseur et du secondaire côté surchauffeur (kcal/kg °C)
ROOL,ROP,ROSE,ROSS	Densités moyennes du primaire, de la parroi, du secondaire côté économiseur et surchauffeur (kg/m ³)
ROSB	Densité du secondaire côté évaporateur (kg/m ³)
ROSB1	$ROSB1 = \frac{2}{EVSAT+ELSAT} \int_0^1 ROSB.HSB dx$
ROSB2	$ROSB2 = \int_0^1 ROSB dx$
ROSB	$ROSB = 1/(v'+(v''-v').x) \text{ kg/m}^3$
HSB	Enthalpie secondaire évaporateur (kcal/kg) = ELSA+(EVSAT-ELSAT)x
ELSAT,EVSAT	Chaleurs spécifiques du liquide et de la vapeur saturée (kcal/kg)
v', v''	Volumes spécifiques du liquide et de la vapeur saturée (m ³ /kg)
TSAT	Température de saturation (°C)
YE,YB,YS	Hauteurs de l'économiseur, de l'évaporateur et du surchauffeur (m)
NE,NB,NS	Nombre de sections pour la quantification de l'économiseur, de l'évaporateur et du surchauffeur
LTOT	Hauteur totale de l'échangeur (m) = YE + YB + YS
ALFAE,ALFAB(i), ALFAS	Coefficient d'échange thermique entre parroi et secondaire pour l'économiseur, l'évaporateur et le surchauffeur (kcal/sec m ² °C)
ALFP	Coefficient d'échange thermique entre parroi et primaire (kcal/sec m ² °C)
FSIN, FOLIN	Débits à l'entrée du secondaire et du primaire (kg/sec)
FSE,FSB,FS(i)	Débit sortant de l'économiseur, de l'évaporateur et du surchauffeur (kg/sec)

FOL(i)	Débit organique (kg/sec)
FP(i)	Débit fictif de la parroi (kg/sec)
TSIN, TOLIN	Température à l'entrée du secondaire et du primaire (°C)
TOL(i), TP(i), TS(i)	Température de l'organique, de la parroi, du secondaire (°C)

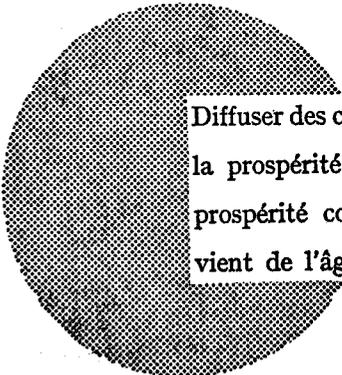
AVIS AU LECTEUR

Tous les rapports Euratom sont signalés, au fur et à mesure de leur publication, dans le périodique mensuel EURATOM INFORMATION, édité par le Centre d'information et de documentation (CID). Pour souscrire un abonnement (1 an : FF 75, FB 750) ou recevoir un numéro spécimen, prière d'écrire à :

Handelsblatt GmbH
"Euratom Information"
Postfach 1102
D-4 Düsseldorf (Allemagne)

ou à

Office de vente des publications
des Communautés européennes
2, Place de Metz
Luxembourg



Diffuser des connaissances c'est distribuer de la prospérité — j'entends la prospérité collective et non la richesse individuelle — et cette prospérité contribue largement à la disparition du mal qui nous vient de l'âge des ténèbres.

Alfred Nobel

BUREAUX DE VENTE

Tous les rapports Euratom sont vendus dans les bureaux suivants, aux prix indiqués au verso de la première page de couverture (lors de la commande, bien indiquer le numéro EUR et le titre du rapport, qui figurent sur la première page de couverture).

OFFICE CENTRAL DE VENTE DES PUBLICATIONS DES COMMUNAUTES EUROPEENNES

2 place de Metz, Luxembourg (Compte chèque postal N° 191-90)

BELGIQUE — BELGIË

MONITEUR BELGE
40-42, rue de Louvain - Bruxelles
BELGISCH STAATSBLAD
Leuvenseweg 40-42, - Brussel

LUXEMBOURG

OFFICE CENTRAL DE VENTE
DES PUBLICATIONS DES
COMMUNAUTES EUROPEENNES
9, rue Goethe - Luxembourg

DEUTSCHLAND

BUNDESANZEIGER
Postfach - Köln 1

NEDERLAND

STAATSDRUKKERIJ
Christoffel Plantijnstraat - Den Haag

FRANCE

SERVICE DE VENTE EN FRANCE
DES PUBLICATIONS DES
COMMUNAUTES EUROPEENNES
26, rue Desaix - Paris 15^e

ITALIA

LIBRERIA DELLO STATO
Piazza G. Verdi, 10 - Roma

UNITED KINGDOM

H. M. STATIONERY OFFICE
P. O. Box 569 - London S.E.1

EURATOM — C.I.D.
51-53, rue Belliard
Bruxelles (Belgique)