

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

MINISTERE DE L'EDUCATION NATIONALE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT HYDRAULIQUE

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

MEMOIRE DE FIN D'ETUDES

POUR L'OBTENTION DU DIPLOME D'INGENIEUR D'ETAT
EN HYDRAULIQUE

THEME

Un diagnostic du coup de bélier
dans l'oléoduc M'SILA - BEJAIA
établi sur modèle numérique

Proposé par: Fait par: Promoteur:
SONATRACH Mr R.DJOUAD Mr O.BELHADJ

PROMOTION JUIN 1995

ERRATUM

Page	ERREUR	CORRECTION
		<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: auto;"> المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات المكتبة — BIBLIOTHEQUE Ecole Nationale Polytechnique </div>
18	Abaque de Moody en annexe	Pas d'abaque.
19	Fermeture partielle de la vanne 10 avant l'ouverture de la vanne 12.	La fermeture complète de la vanne 10 avant l'ouverture de (12).
20	Changement de régime : exclu	B). Changement de régime : Fermeture de la vanne 10.
31	Courbe λ	Courbe Φ .
31	Abscisse curviligne: ψ	Abscisse curviligne S.
37	$\frac{\Delta C}{C} = \frac{C_a - C}{C} = + \frac{\lambda}{n_i}$	$\frac{\Delta C}{C} = \frac{C_a - C}{C} = + \frac{\lambda}{n_i}$
42	$0 \leq t \leq 1$	$0 \leq \tau \leq 1$
46	Mode 1 : Calcul pour 50 ms et 0.3 s. Mode 2 : Calcul pour 50 ms, 0.5 s et 2.0 s.	Mode 1 : Calcul pour 50 ms et 2.0 s. Mode 2 : Calcul pour 10 ms et 2 s.
48	L'ouverture des fichiers de résultats et l'enregistrement	l'enregistrement dans les fichiers de résultats.

DEDICACES

Aux êtres les plus chers du monde MES PARENTS

A mes chères soeurs.

A mon frère Mohamed Lamine.

A ma seconde famille, mon oncle Abdelhamid ses fils et filles.

A tous mes oncles, cousins et cousines.

A l'âme de notre chère regrettée tante "GHANIA".

Je dédie ce travail

REMERCIEMENTS

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
المكتبة — BIBLIOTHEQUE
Ecole Nationale Polytechnique

Je tiens à remercier mon promoteur Mr. Belhadj pour ces conseils.

Je tiens aussi à remercier, avec le plus profond respect mes parents et ma famille pour tous les sacrifices qu'ils m'ont réservé.

Je remercie de même mon oncle Abdelhamid et toute sa famille pour leur soutien moral qu'ils m'ont accordé.

Je tiens à réserver une place spéciale à Mr. Boumaïel, Mr. Oussaid, Mr. Oussedik et tous les cadres des départements technique et flux opérationnel qui m'ont beaucoup aidé pour accomplir ce travail.

Je n'oublirais pas de remercier tout le personnel de la station de pompage de Beni Mansour qui m'ont réservé le meilleur accueil et collaboration notamment M. O. Tamert et M. L. Goudjil, ainsi que M. H. Ichellitan de Bougie.

En fin je remercie toute personne ayant contribué de près ou de loin à ce travail.

SOMMAIRE

	PAGE
Preface	1
Nomenclature	2
Abstract	4
CHAPITRE 1: GENERALITES ET ETAT DE L'ART	5
Classification	6
Théories physiques	6
Modèles mathématiques	8
Procedés de résolution	9
CHAPITRE 2: DIAGNOSTIC DU RESEAU	13
Fonctionnement général du réseau	14
Fonctionnement à (SPD)	14
Mécanisme de propagation et de réflexion de l'onde	14
Résistance de l'acier	15
Définition des pressions	16
Etat du réseau	16
Modes de fonctionnement du réseau	18
CHAPITRE 3: MODELE MATHEMATIQUE ADOPTE	21
Introduction	
Equations du modèle	22
CHAPITRE 4 : RESOLUTION DU PROBLEME	
Procedé de simulation	30
Base mathématique	30
Généralisation	32
Application aux équations du modèle	34
Discrétisation du domaine	36
Intégration des équations de compatibilité	38
Conditions initiales et aux limite	39
Séparation de colonne	43
CHAPITRE 5 : CALCULS ET INTERPRETATION DES RESULTATS	
Introduction	45
Module d'entrée des données	45
Module de calcul	46
Organigrammes de calcul	48
Résultats des calculs	48
Interprétation des résultats	85
CHAPITRE 6 : PROTECTION DU RESEAU	
Introduction	90
Solution pré-existante (soupapes de décharge à pression d'azote)	90
Solution préconisée (soupapes de décharge à ressort)	91
Fonctionnement	92
Critique et propositions	93
Conclusion	94
Annexes	95
Bibliographie	96

PREFACE

Le transport des hydrocarbures liquides et gazeux est devenu dans les dernières décennies d'une importance particulière. Cependant l'augmentation des quantités de produits mis en oeuvre et des consommations fait ressortir l'intérêt des moyens de transport massifs et rentables.

L'installation des réseaux de pipelines a pris place dans ce domaine rendant très maniable le transport et l'adaptation aux besoins des produits transportés, désormais cette technique se trouve le plus souvent confrontée à de nombreux problèmes d'exploitation notamment la corrosion et les surpressions accidentelles qui peuvent avoir différentes origines et conséquences.

La corrosion est due à l'agressivité du sol où les tubes sont enterrés et à celle des produits transportés elle peut conduire avec le temps à une augmentation de la rugosité et par conséquent la diminution de l'épaisseur des tubes et leur résistance. La lutte contre ce problème se fait généralement par l'enrobage extérieur des conduites, et le procédé de protection cathodique.

Quant aux surpressions l'origine de celles-ci est liée à la manipulation des organes de régulation ou des sources d'énergie qui assurent la charge nécessaire à l'écoulement.

Ces interventions qui peuvent avoir lieu pour tout changement du régime, sont accompagnées d'une variation relativement brusque des paramètres de l'écoulement, soit la vitesse et la pression. Les surpressions (dépressions) ainsi engendrées dont l'effet est combiné avec celui de la corrosion, obligent le matériau constituant des tubes à travailler en traction-compression, et conduisent avec le temps à la fatigue et la fissuration.

L'étude qui vient aura pour objet de donner en premier chapitre l'état de l'art du phénomène d'écoulement monophasique transitoire dans les conduites en charge .

Le deuxième chapitre sera consacré à l'étude de l'état du réseau, ses modes de fonctionnement et du mécanisme de propagation des surpressions appelées Coup de bélier.

Le développement mathématique des équations du mouvement et le détail du procédé de simulation numérique constituent respectivement les chapitres 3 et 4.

L'organisation des différents modules constituant les programmes informatiques écrits en Turbo Pascal 7.0, ainsi que l'interprétation des résultats des calculs, feront l'objet du chapitre 5.

En fin le chapitre 6 est réservé à l'étude, la conception et le dimensionnement du dispositif de sécurité préconisé.

NOMENCLATURE

- A = section mouillée de l'écoulement.
- α = coefficient de rugosité.
- Ac = section transversale de la conduite.
- Av = section de la vanne.
- C = célérité de l'onde.
- D = diamètre intérieur de la conduite.
- De = diamètre extérieur de la conduite.
- δ = rugosité de la conduite.
- E = module d'élasticité du matériau de la conduite.
- e = épaisseur de la conduite.
- $E^* = E / (1 - n^2)$. ($n \approx \nu$)
- ε = déformation radiale.
- ε_x = déformation longitudinale.
- ε_t = déformation totale.
- ε_r = déformation radiale due à la contrainte radiale.
- f = coefficient de pertes de charge linéaires.
- g = accélération de la pesanteur.
- H = hauteur piézométrique.
- K = module de compressibilité du fluide.
- $K^* = K / [1 + 2RK(1 - n^2) / eE]$.
- m = masse du fluide.
- ν = module de Poisson.
- p = pression du fluide.
- Q = débit dans la conduite.
- R = rayon intérieur de la conduite.
- r = coordonnée radiale.
- Re = nombre de Reynolds.
- ρ = masse volumique du fluide.
- ρ_t = masse volumique du matériau de la conduite.
- SBM = station de pompage de Beni Mansour.
- SPD = Réseau d'aspiration de SBM à partir de la ligne .
- SP3 = station de pompage de M'SILA.

TMB = terminal marin de Bougie.

σ_r = contrainte radiale dans la conduite

t = temps.

t_f = temps de fermeture de la vanne.

τ = loi de fermeture de la vanne.

τ_w = contrainte de cisaillement visqueuse.

U = vitesse de déplacement axial de la conduite.

V = vitesse axiale du fluide.

V_r = vitesse radiale du fluide.

W = vitesse de déplacement radial de la conduite.

x = coordonnée axiale.

Z = cote de la conduite.

ζ = coefficient de perte de charge singulière au niveau de la vanne.

PK = Point Kilométrique.

ABSTRACT

Fluid flow systems do not only operate at steady state but also are subjected to transient operating conditions. As a result of changes in fluid flow velocities waterhammer may occur subjecting system components to excessive dynamic loading. It is therefore necessary already during the design stage of the fluid flow system to investigate these transient operating conditions and consider appropriate solutions suppressing waterhammer.

This work is consacred to the developpement of the equations of motion which are a pair of partial differential equations and their transformation into finite difference equations according to the method of characteristics for being numerically solved using a computer program.

At the end we present a detailed study of the solution designed for suppressing effects of waterhammer.

ملخص :

لان أنظمة سيلان العوائج لا تحل فقط في حالة مستقرة ، بل هي معرضة لشروط عمل انتقالية من حين لآخر .
فنتيجة لتغيير في سرعة سيلان الماء ، الطرق المائية يعرض أعضاء النظام لأحمال ديناميكية مفرطة ، وبناءً عليه فانه من الضروري الآن - خلال مرحلة تصميم نظام السيلان - تحت هذه الشروط الانتقالية و اعتبار الحلول المناسبة لإخماد الطرق المائية .
هذا العمل مخصص - بالإضافة إلى العموميات - لإستخراج معادلات السيلان الانتقالي في الأتابيب المضغوطة ، والتي هي معادلات تفاضلية جزئية من نوع القطوع الزائدة وتحويلها إلى معادلات تفاضلية كلية بفصل طريقة الخواص لحل فيما بعد عددياً باستعمال الكمبيوتر . وفي الأخير سيتم عرض دراسة للحل المناسب لإخماد الضغوط الناتجة بالإضافة إلى عمليات التصميم والحساب .

BUT DE L'ETUDE

1- BUT THEORIQUE :

L'étude est faite dans le but de donner en premier lieu une classification bien claire des différentes catégories d'écoulements transitoires, et d'exposer les théories et modèles mathématiques correspondants, ainsi que les procédés de résolution existant. En second lieu l'étude de la théorie du coup de bélier, par la description du phénomène, le développant des équations du mouvement, et la résolution numérique.

2- BUT INDUSTRIEL :

La branche " transport des hydrocarbures par canalisation " de la société nationale SONATRACH, qui a défini le problème est le premier intéressé par l'étude, car elle se trouve confrontée au problème des fuites et éclatement des oléoducs.

Nous avons essayé de faire un diagnostic du coup de bélier dans l'oléoduc (M'SILA-BOUGIE) afin de pouvoir estimer les conséquences des surpressions accidentelles pouvant être engendrées lors des changements fréquents du régime. A la fin une critique de la solution préconisée et réalisée par la société est faite tout en proposant d'autres dispositions et solutions.

CHAPITRE 1

GENERALITES ET ETAT DE L'ART

Les phénomènes d'écoulements transitoires se distinguent par la considération des taux de variation des divers paramètres de l'écoulement, régis par des équations aux dérivées totales ou partielles, ceux-ci peuvent être classés selon 03 catégories[12] :

(i) ECOULEMENT QUASI-STATIONNAIRE :

Le taux de variation de l'écoulement en masse est continu avec le temps, mais l'accélération du fluide, ainsi que les forces responsables de cette accélération sont négligeables.

Dans un tel cas, les équations qui régissent les écoulements permanents, s'appliquent avec une bonne approximation. Le vidage d'un réservoir constitue un exemple de cette catégorie.

(ii) OSCILLATION EN MASSE :

Lorsque le taux de variation de la vitesse de l'écoulement devient important, les forces accélératrices ne seront plus négligées, désormais, celles-ci restent insuffisantes pour pouvoir provoquer la compression du fluide. Un exemple de ce type, se trouve dans les systèmes avec plus d'une surface libre (cheminées d'équilibre).

(iii) COUP DE BELIER :

Cette dénomination désigne les écoulements pour lesquels, le temps nécessaire au changement de la vitesse d'écoulement, est comparable à la période du système basée sur la vitesse de propagation de l'onde de pression dans le fluide, et modifiée par les propriétés géométriques et mécaniques de l'enveloppe.

Lorsque ces deux temps sont comparables, la compression du fluide devient significative, les équations du problème sont alors aux dérivées partielles.

La résolution du problème devient donc plus compliquées, selon l'interprétation physique du problème, qui peut se faire par différentes théories suivant l'aspect dynamique considéré :

THEORIES PHYSIQUES

1- THEORIE DE CONDUITE RIGIDE -FLUIDE INCOMPRESSIBLE :

Avec les deux hypothèses d'un fluide incompressible, et d'une conduite rigide (indéformable) la première théorie du coup de bélier est plus simple, et tout le problème consistait à résoudre l'équation dynamique donnée par la deuxième loi de *NEWTON*, appliquée à un volume élémentaire du fluide, qui

est soumis le long de l'axe longitudinal du mouvement à un gradient de pression décélérant le mouvement.

2- THEORIE DE CONDUITE ELASTIQUE-FLUIDE COMPRESSIBLE :

2-1 THEORIE D'ONDE HYDRAULIQUE SIMPLE :

Cette théorie est basée sur un mécanisme de propagation et de réflexion d'ondes de pression dans le seul milieu fluide, qui peuvent être générées par des sources mécaniques tel que la fermeture instantanée d'une vanne, ou l'arrêt brusque d'un groupe motopompes.

L'analyse d'un tel phénomène se complique par la prise en compte de la variation des paramètres du système physique. Une simple démonstration peut être prise sur la célérité des ondes qui dépend du coefficient de compressibilité effectif du fluide, et des caractéristiques de la conduite.

La présence de bulles de gaz libre dans le liquide tend à modifier considérablement ce coefficient, et son

effet devient plus important que celui de la distensibilité de la conduite à de basses pressions.

Par ailleurs le volume du gaz à chaque position dépend de la pression absolue en ce point, cela signifie que le coefficient de compressibilité effectif -et par conséquent la célérité -varie d'un point à l'autre.

Toutes ces considérations conduisent à l'étude des écoulements diphasiques transitoires, dont la difficulté augmente par la prise en compte de l'évolution des gaz libres lors du passage des pressions positives aux pressions négatives.

2-2 INTERACTIONS FLUIDE-STRUCTURE ET COUPLAGE DYNAMIQUE :

Dans la théorie précédente, les équations de conservation de la masse et de la quantité de mouvement du fluide, sont seules à décrire le problème. Par contre, lorsqu'on tient compte des interactions entre les conditions hydrauliques et structurales, de nouveaux termes exprimant l'effet des déplacements radiaux et axiaux de la conduite, ainsi que le mouvement des extrémités, vannes et d'autres organes, sont inclus.

Cette théorie décrit la propagation d'une onde de pression dans le fluide, et celle d'une contrainte axiale dans la conduite. La résolution du problème peut se faire aussi par la considération de la variation des paramètres de l'écoulement, et la taille du modèle mathématique sera fonction des hypothèses retenues.

MODELES MATHEMATIQUES

Les équations régissant les écoulements monophasiques instationnaires dans les conduites en charge, sont de deux origines, elles expriment les lois d'équilibre et de conservation des quantités physiques dans les deux milieux.

En matière de simulation, les problèmes rencontrés peuvent être délicats, voir insurmontables. Cela est fonction des hypothèses restrictives avec lesquelles on aboutit à des modèles de taille variable, allant de celui à deux (02) équations (coup de bélier classique), jusqu'au modèle à six (06) équations.

1-MODELE A DEUX EQUATIONS POUR LE FLUIDE :

- 01 équation de conservation de la masse dans la direction axiale.
- 01 équation de conservation de la quantité de mouvement dans la direction axiale.
- 02 inconnues, la pression P, la vitesse V.
- Système hyperbolique quasi-linéaire.

2-MODELE A TROIS EQUATIONS POUR LE FLUIDE :

- 01 équation de conservation de la masse dans la direction axiale.
- 01 équation de conservation de la quantité de mouvement dans la direction axiale.
- 01 équation de conservation de la quantité de mouvement dans la direction radiale.
- 03 inconnues, la pression P, la vitesse axiale V, et la vitesse radiale V_r .
- Système hyperbolique quasi-linéaire.

3-MODELE A QUATRE EQUATIONS (FSD) :

- 02 équations pour le fluide (celles du premier modèle).
- 04 équations pour la conduite, gouvernant son mouvement dans le domaine des petites déformations élastiques.
- 04 inconnues, la pression P, la vitesse du fluide V_x , la contrainte axiale dans la conduite σ_x , et la vitesse de déplacement axial de la paroi \dot{U} .
- les 06 équations sont réduites à 04 seulement par les combinaisons et les hypothèses retenues (voir tableau(1-1)).
- Système hyperbolique quasi-linéaire.

4-MODELE A SIX EQUATIONS (FSI) :

- 03 équations pour le fluide (celle du deuxième modèle).
- 04 équations pour la conduite (celles du modèle précédent).
- 06 inconnues, P , V_x , V_r , σ_x , \dot{U} , en plus de la vitesse de déplacement radial de la paroi \dot{W} .
- Les équations du modèle sont obtenues par les combinaisons convenables (voir tableau 1-1).
- Système hyperbolique quasi-linéaire.

PROCEDES DE RESOLUTION

1-PROCEDE ANALYTIQUE :

Il existe deux approches analytiques pour le calcul des fermetures lentes des vannes , basées sur l'hypothèse d'un système non dissipatif.

Cette hypothèse d'onde non amortie, conduit à des résultats erronés, et donne une idée très grossière sur la réalité du phénomène.

La première consiste à calculer les pressions et les vitesses à chaque période de l'onde, en utilisant le théorème de Bernoulli.

La seconde est une linéarisation des équations du modèle (1) , le système résultant est dit équations d'Allievi.

2-PROCEDE GRAPHIQUE :

2-1-PRINCIPE :

Cette méthode due à ^h **Snyder-Bergeron**, a pour but la résolution des mêmes équations , sans toutefois négliger les frottements, elle consiste à :

- * Représenter graphiquement les conditions aux limites.
- * Traduire graphiquement les équations du modèle (1), et résoudre le problème dans le plan (charge-débit).
- * Lier les événements à travers les bouts de chaque deux conduites , où une condition est présente.

2-1-INCONVENIENTS :

La méthode est inadéquate dans le cas de réseaux comprenant plusieurs conduites avec des conditions aux limites plus compliquées , tel que les vannes servo-contrôlées, d'autre part, la variation des paramètres de l'écoulements } rend le procédé extrêmement compliqué .

Il reste à noter en dernier lieu que la considération de la perte de charge se fait par une astuce ?
parfois imprécise.



3-APPROCHE NUMERIQUE ET PROCEDES DE SIMULATION :

3-1-SCEMAS AUX DIFFERENCES FINIES : (schémas)

3-1-1-SCHEMAS EXPLICITES A DEUX PAS (prédicteur-correcteur):

Ces schémas permettent une discrétisation du second degré en temps et en espace des équations aux dérivées partielles hyperboliques. Ceux de **Lax-Wendroff** et **Maccormak**, sont souvent utilisés, avec toujours un pas de temps limité par les conditions de stabilité.

3-1-2- SCHEMAS IMPLICITES :

Dans les problèmes unidimensionnels linéaires, le schéma exacte à deux pas du second ordre de **Crank-Nicolson**, peut être utilisé facilement car il est inconditionnellement stable, la résolution par un tel schéma consiste à résoudre un système algébrique à chaque pas de temps avec une matrice tridiagonale.

D'autres schémas exactes du second ordre à trois pas et inconditionnellement stables comme celui de **Richtmyer et Morton (1967)**, sont également utiles.

En ce qui concerne les problèmes unidimensionnels non-linéaires, le traitement implicite de la non-linéarité, nécessite une procédure itérative, chose qu'il faut éviter quand c'est possible.

3-2- LA METHODE DES CARACTERISTIQUES :

Cette méthode de simulation consiste à transformer le système d'équations aux dérivées partielles, en un système d'équations différentielles ordinaires équivalent, à résoudre le long de certains chemins différentiels particuliers dans le plan ($x-t$), appelés courbes caractéristiques.

Cette méthode est couramment utilisée dans les problèmes de transitoires hydrauliques que sa soit dans des conduites en charge, ou dans les canaux découverts (équations de **Saint Venant**), car elle permet une meilleure description du phénomène de propagation d'ondes.

La méthode est stable si la condition de **Courant - Levy** est vérifiée. Le développement de cette méthode ferait l'objet du chapitre 4.

ÉCOULEMENTS TRANSITOIRES

ÉCOULEMENTS QUASI-STATIONNAIRES

OSCILLATIONS EN MASSE

COUP DE BELIER

EQUATIONS D'ÉCOULEMENT PERMANENT (BERNOULLI)

EQUATIONS DIFFÉRENTIELLES ORDINAIRES

SYSTEMES D'EQUATIONS AUX DERIVÉES PARTIELLES

THEORIE DE CONDUITE RIGIDE-FLUIDE INCOMPRESSIBLE

THEORIE DE FLUIDE COMPRESSIBLE-CONDUITE ELASTIQUE

THEORIE D'ONDE HYDRAULIQUE SIMPLE (COUP DE BELIER CLASSIQUE)

THEORIE D'UN SYSTEME A DOUBLE PROPAGATION (INTERACTIONS FLUIDE STRUCTURE ET COUPLAGE DYNAMIQUE)

PROCEDE DE ANALYTIQUE DE RESOLUTION (EQUATIONS D'ALLIEVI)

PROCEDE GRAPHIQUE DE RESOLUTION (SCHNYDER-BERGERON)

METHODE DES CARACTERISTIQUES

SCHEMAS AUX DIFFERENCES FINIES

SCHEMAS EXPLICITES DU PREMIER ET SECOND ORDRE (GABUTTI, McCORMACK)

SCHEMAS ~~EX~~PLICITES DU PREMIER ET SECOND ORDRE (CRANK-NICOLSON, RICHTMYER et MORTON)

TABLEAU A.1

théorie physique	N° du modèle	inconnues	hypothèses retenues	équations du modèle
théorie d'onde hydraulique simple	1	P, V	- forces d'inertie dues au déplacement radial du fluide négligées. - mouvement axial de la conduite et contraintes axiales négligées	$\frac{\partial P}{\partial t} + V \frac{\partial P}{\partial x} + \rho C^2 \frac{\partial V}{\partial x} - V \frac{\partial Z}{\partial x} = 0$ $\frac{\partial V}{\partial t} + V \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + g \sin \alpha + \frac{fV V }{2D} = 0$
//	2	P, V, V_r	- mouvements axial et radial de la conduite négligé	$\frac{1}{K} \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_r}{r} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0$ $\frac{\partial P}{\partial x} + \rho \frac{\partial V}{\partial t} + \rho f \frac{V V }{2D} = 0$ $\frac{\partial P}{\partial t} + \rho \frac{\partial V}{\partial t} = 0$
théorie d'un système couplé (FSI)	3	P, V, U, σ_x	- forces radiales dans le fluide négligées - mouvement radial de la conduite négligé	$\frac{\partial P}{\partial t} - 2\nu K^* \frac{\partial U}{\partial x} + K^* \frac{\partial V}{\partial x} = 0$ $\rho \frac{\partial V}{\partial t} + \frac{\partial P}{\partial x} + \tau_w \frac{\pi D}{A} = 0$ $\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} - \rho_t \frac{\partial U}{\partial t} + \tau_w \frac{\pi D}{A_t} = 0$ $\frac{\partial \sigma_x}{\partial t} - 2\nu \frac{R}{e} \frac{\partial P}{\partial x} + E \frac{\partial U}{\partial x} = 0$

<p>théorie d'un système couplé(F SI)</p>	<p>4</p>	<p>P, V, V_r, \dot{U} $, \dot{W}, \sigma_x$</p>	<p>aucune</p>	$\frac{1}{K} \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\partial V_r}{\partial t} + \frac{V_r}{r} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0$ $\frac{\partial P}{\partial x} + \rho \frac{\partial V}{\partial t} + \tau_w \frac{\pi D}{A} = 0$ $\frac{\partial P}{\partial t} + \rho \frac{\partial V_r}{\partial t} = 0$ $\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} - \rho_l \frac{\partial \dot{U}}{\partial t} + \tau_w \frac{\pi D}{A_l} = 0$ $\frac{\partial \sigma_x}{\partial t} - E \left(\frac{\partial \dot{U}}{\partial x} + \nu \frac{\dot{W}}{R} \right) = 0$ $\sigma_r - E \left(\frac{\dot{W}}{R} + \nu \frac{\partial \dot{U}}{\partial x} \right) = 0$ $\rho_l \operatorname{Re} \frac{\partial \dot{W}}{\partial t} - R P_0 + e \sigma_r = 0$
--	----------	---	---------------	---

CHAPITRE 2

DIAGNOSTIC DU RESEAU

2-1- FONCTIONNEMENT GENERAL DU RESEAU :

Le transport du pétrole est assuré à partir de Haoud el hamra jusqu'au terminal marin de Bougie en même temps qu'à la raffinerie d'Alger .

La charge nécessaire pour le refoulement du débit demandé est fournie par des stations de pompage principales, et parfois par des stations satellites, lorsque le débit augmente, cela pour garder les pressions de fonctionnement des tubes inférieures aux pressions limites d'utilisation définies par le constructeur. Le but principal de (SP3) est de franchir le col de Selatna. (voir P. 15 bis 1).

2-2- FONCTIONNEMENT A SPD :

- * La vanne de ligne (VS.9P.007) est toujours fermée (vanne de sectionnement).
- * Lorsque le fluide transite à (spd) est du pétrole brut, les vannes (1) et (4) sont ouvertes ainsi que la vanne (12) pour l'alimentation de la station (sbm) qui refoule vers Alger.
- * La vanne (10) est partiellement fermée selon le besoin à Bougie.
- * 30 minutes avant l'arrivée de la tête de colonne condensât, la vanne (10) est ouverte à 100%, alors que la vanne (12) est aussitôt fermée, le pollué et le condensât sont refoulés vers Bougie. (Fig 2-1).

2-3 MECANISME DE PROPAGATION ET DE REFLEXION DE L'ONDE :

Lorsque toutes les vannes entre (SP3) et (TMB) sont ouvertes et le débit transite dans le réseau est supérieur à un certain débit minimal de telle façon que le tronçon (Seletna- TMB) soit plein, la fermeture de n'importe quelle vanne sur la ligne conduit à une diminution brusque de la vitesse d'écoulement, et toute l'énergie cinétique du fluide se transforme en travail de déformation de la conduite et de compression du fluide, ce qui provoque une augmentation de la masse volumique du fluide, et une surpression est engendrée ainsi pour se propager vers l'amont avec une célérité C qui sera calculée par la suite en fonction des caractéristiques de l'enveloppe et celle du fluide.

Cela s'explique plus précisément par le fait que la vitesse des particules liquides qui initialement était V_0 s'annule du fait qu'elle viennent buter contre la surface de la vanne fermée. Aussitôt la pression augmente d'une valeur dP en ce point, et les particules qui suivent sont stoppées à leur tour. Une fois que toutes les particules liquides sont complètement immobilisées dans le réseau alors les tubes sont dilatés et leurs diamètres deviennent supérieurs aux diamètres initiaux, et on marque le premier quart de l'onde.

Les pompes centrifuges en fonctionnement, les vannes fermées et les clapets fermés ne provoquent pas une réflexion de l'onde une fois celle-ci arrivée à leurs niveaux, les autres périodes de l'onde ne seront par conséquent jamais marqués jusqu'à ce que le fluide trouve une décharge soit par une fuite ou un éclatement. Par contre lorsque la surpression rencontre une surface libre où la pression qui

règne est inférieure à la surpression dans le tube, elle sera réfléchi sous forme d'une onde de dépression qui se propage vers l'aval pour que la conduite regagne ses dimensions initiales à cause de son élasticité, ceci n'est pas toujours vrai car l'acier peut travailler en dehors de la limite d'élasticité et à cet effet une déformation résiduelle aura lieu après le passage de la dépression, à cet instant le second quart de période est achevé. Une fois l'onde de dépression arrivée au niveau de la vanne elle sera réfléchi de nouveau comme une onde de dépression car en ce moment la conduite commence à se vider et l'écoulement s'effectue en sens inverse. Le diamètre de la conduite devient inférieur au diamètre initial à partir de ce point jusqu'au point de réflexion par déplacement de l'onde en ce moment on marque le troisième quart de période. Le quatrième quart débute par le remplissage du tube et une augmentation de la pression à partir du point de réflexion et un retour du tube à ses dimensions initiales. A l'arrivée de l'onde à la vanne une autre période se reproduit et le processus continu de se reproduire jusqu'à l'amortissement total de l'écoulement à cause des frottements.

Dans notre cas l'onde demeure emprisonnée entre les pompes de (SP3) qui continuent à refouler et les vannes et clapets fermés jusqu'à ce que le réseau soulage par une fuite ou un éclatement selon l'intensité de la surpression. Par ailleurs, si l'une des vannes sur la ligne est partiellement fermée au début, le phénomène qui aura lieu par la fermeture totale de celle-ci ou de toute autre vanne dans le tronçon (Selatna-vanne partiellement fermée) est le même que celui décrit auparavant seulement avec un débit initial supérieur au débit minimum nécessaire au remplissage du tronçon en question.

La valeur de ces différents débits minimum qui définit le mode de fonctionnement du réseau seront calculés dans les paragraphes qui suivent.

2-4 RESISTANCE DE L'ACIER :

Les qualités d'acier couramment utilisées dans la construction des pipelines sont définies dans deux spécifications de l'API (American Petroleum Institut) dénommées 5L pour les qualités normales et 5LX pour celles à haute résistance. Les spécifications américaines API STD 5L et 5LX fixent pour chaque diamètre, les épaisseurs standards et leurs tolérances de fabrication .

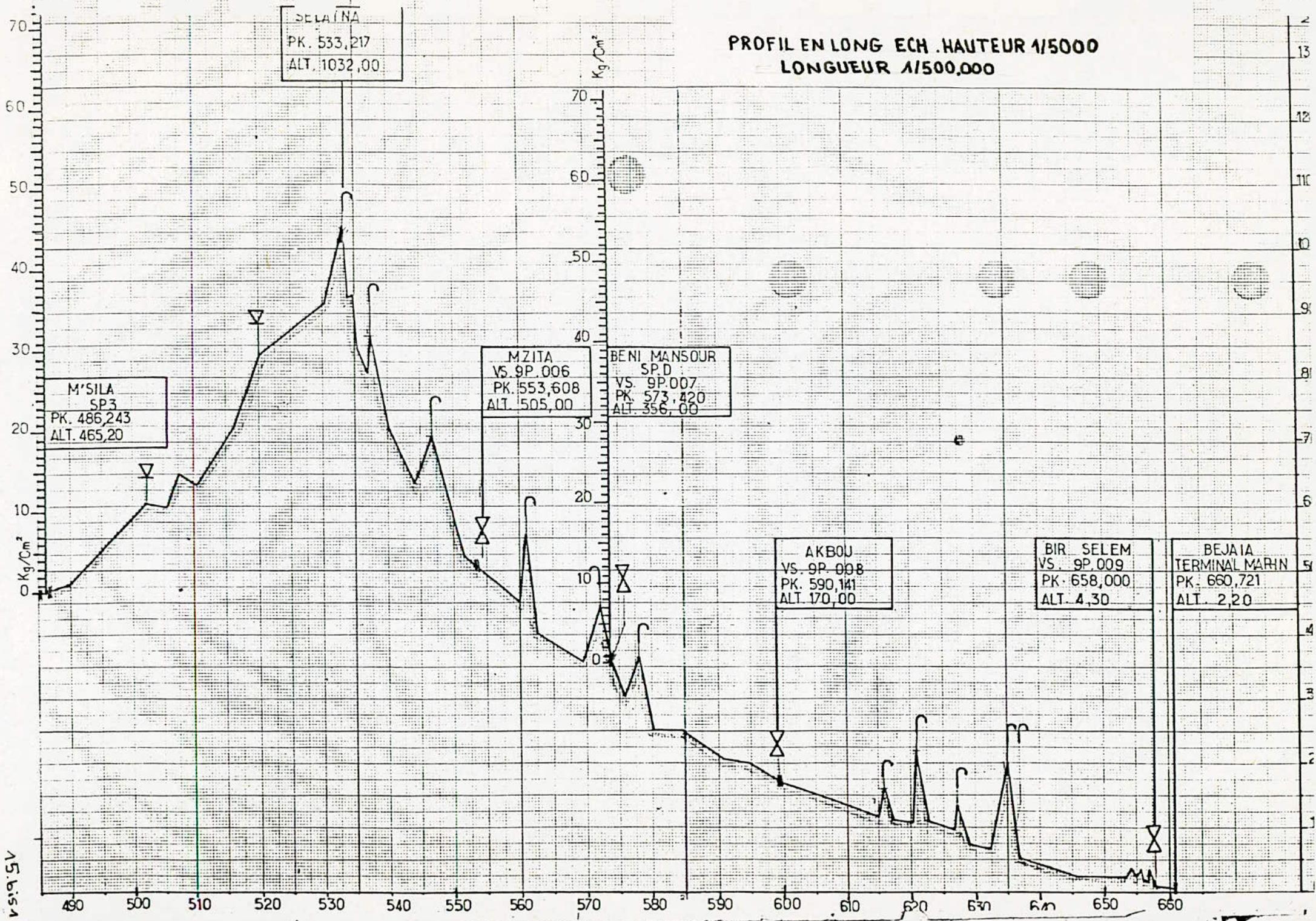
* Pour les tubes de diamètres inférieurs ou égaux à 18 '' , soudés ou étirés, les tolérances sont de +15% à -12.5% .

* Pour les tubes de diamètres supérieurs à 18'' on a :

- Etirés sans soudure avec des tolérances de 17.5% à -10%.

- Tubes soudés longitudinalement de 19.5% à -8%.

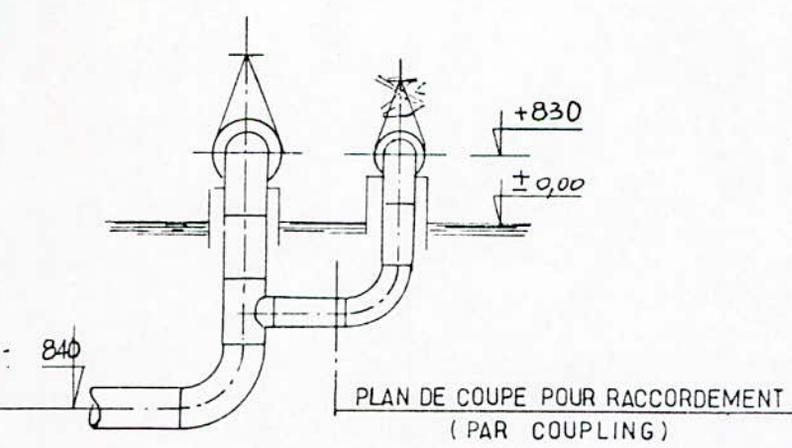
PROFIL EN LONG ECH. HAUTEUR 1/5000
LONGUEUR 1/500,000



15 bis 4

FIG 2-1

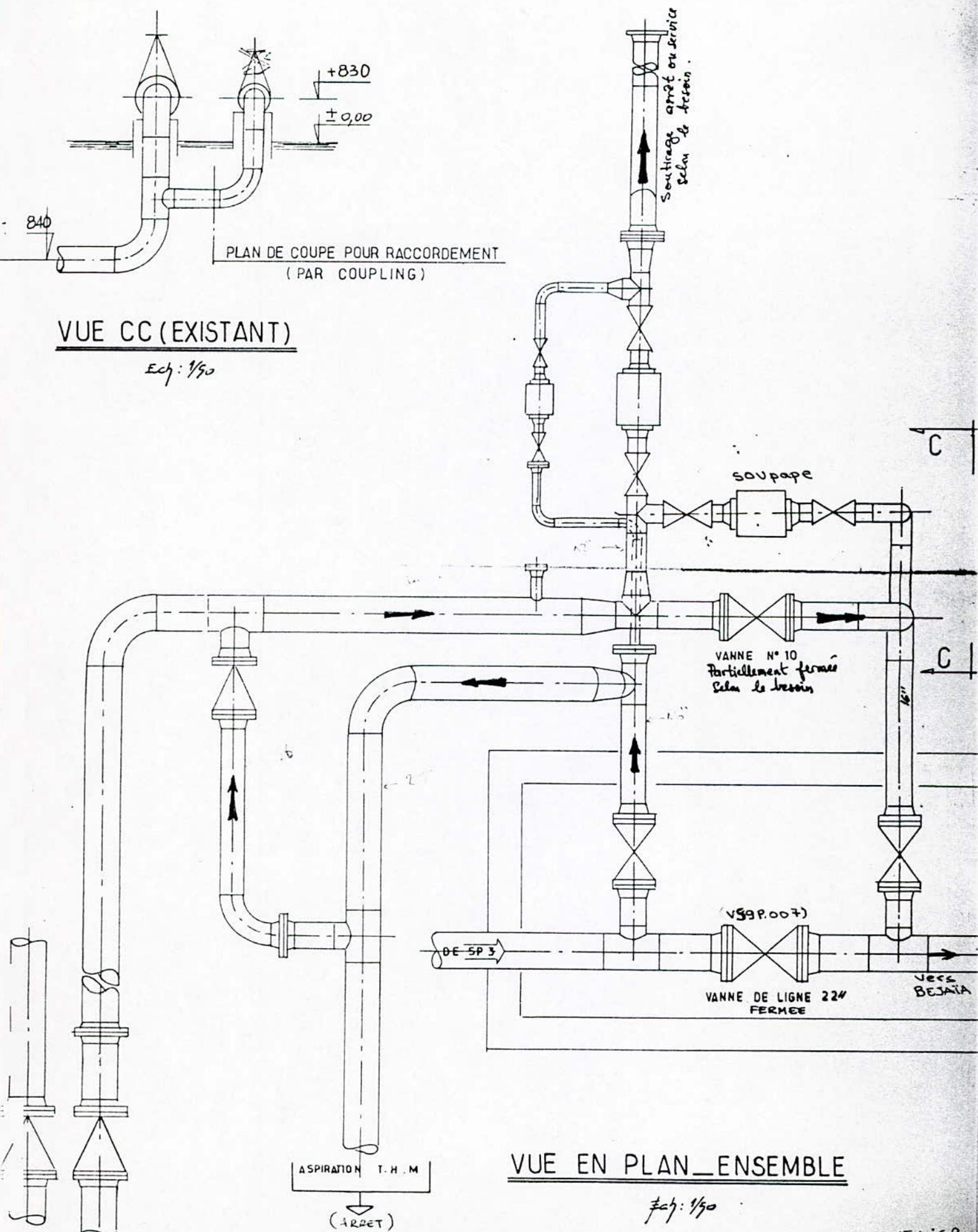
VERS S B M
↑



PLAN DE COUPE POUR RACCORDEMENT
(PAR COUPLING)

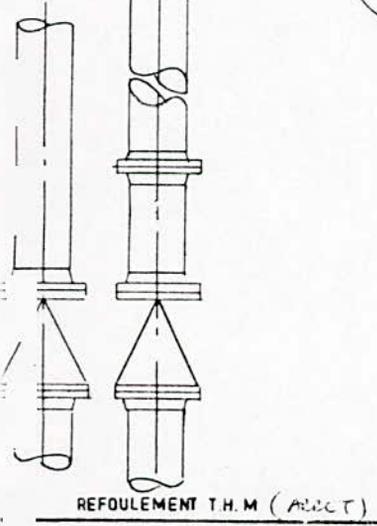
VUE CC (EXISTANT)

Ech: 1/50



VUE EN PLAN ENSEMBLE

Ech: 1/50



2-4-1 DEFINITION DES PRESSIONS :

1- Pression maximale de service: Pression maximale dans les conditions normales d'exploitation tout en tenant compte des surpressions accidentelles .

Elle est fixée comme étant la pression normale d'exploitation avec l'autorisation d'une tolérance de 10% en cas de surpressions accidentelles, elle représente un pourcentage de 86.1% de la pression d'essai en usine.

2- Pression d'essai en usine : définie comme étant 90% de la limite élastique.

2-5-ETAT DU RESEAU :

2-5-1- Introduction :

le réseau étudié date de 1959, étant enterrés, les oléoducs traversent des zones plus ou moins agressives selon la qualité des terres, à savoir la présence de sels (sp3-m'zita), ou bien des nappes phréatiques. Cependant les tubes sont protégés contre la corrosion par les procédés de revêtement, et de la protection cathodique. A l'intérieur, ceux-ci sont fabriqués avec une rugosité de 0.1 mm, celle-ci peut augmenter à cause de l'agressivité du produit transporté .

2-5-2 Hystorique des fuites et éclatements :

degat	date	PK	degat	date	PK
E	12-03-1965	507,485	F	08-12-1980	540,000
E	13-02-1966	535,428	F	10-08-1979	544,000
F	06-12-1973	536,300	F	06-09-1974	545,000
F	07-05-1974	536,300	F	29-10-1974	557,000
F	01-06-1974	536,300	F	21-12-1981	557,800
F	09-09-1974	536,300	F	25-11-1981	560,000
F	07-13-1974	539,000	F	12-04-1960	565,300
F	03-10-1974	539,000	E	04-10-1958	579,800
F	09-12-1980	539,720	E	09-11-1959	580,892
F	12-01-1977	540,000	F	27-04-1962	581,720
F	25-11-1975	540,000	E	23-10-1959	792,530
F	18-06-1974	540,000	F	20-09-1982	616,000
F	05-07-1974	540,000	E	31-11-1993	549,00

D'après ce tableau on constate que les points qui présentent plus de risques d'éclatements sont les PK: 540.0, 536.0, 507.0, 535.428, 579.8, 580.892. Le PK 540.0 est le point le plus endommagé, car les sollicitations causées par les surpressions fluctuantes dues au coup de bélier, font travailler l'acier périodiquement et engendrent des déformations résiduelles à cause de la plasticité de celui-ci, et compte tenu du phénomène de fatigue des matériaux sollicités, les tubes peuvent être sujets à des fissurations dans les zones les plus touchées par la corrosion, surtout que le sol en ce point contient des quantités considérables de sels agressifs, les PK 544.0 et 549.0 sont de faible résistance par rapport au reste du réseau.

Ces hypothèses vont être confirmées plus tard par les calculs.

2-5-3-Calcul des caractéristiques du réseau :

1-Rugosité:

La valeur initiale de la rugosité (δ) des tubes étant de 0.1mm . Pour obtenir sa valeur actuelle, nous utiliserons la formule de PETER-LAMONT, qui donne la valeur de la rugosité en fonction du temps .

$$\delta(t) = \delta_0 + \alpha t \quad (2-1)$$

avec t en années, et a est un coefficient qui dépend de l'agressivité du produit. Dans notre cas $\alpha=0.037$, le pétrole étant de faible agressivité.

On peut donc estimer la rugosité des tubes :

$$\delta(t) = 0.1 + 0.037 \cdot 35 = 1.395 \text{mm.}$$

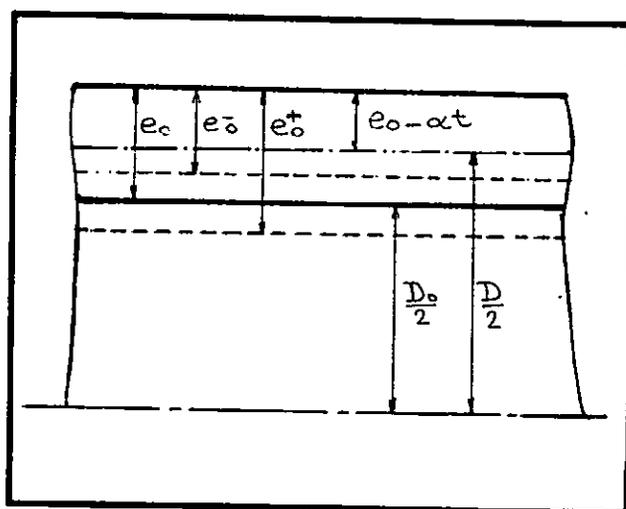
2- Epaisseur :

En l'absence d'une loi expérimentale pour le calcul du déplacement du sommet et de la base des aspérités, (donc du niveau de l'épaisseur nominale), nous allons admettre que seule la base des aspérités a augmenté, selon la (Fig2-2):

$$e^*0 = e_0 \pm \delta_0$$

Avec $e^+0 = e_0 + \delta_0$; $e^-0 = e_0 - \delta_0$.

On aurait donc : $e = e_0 + \delta_0 - (\delta_0 + \alpha t)$ ou $e = e_0 - \alpha t$.



3- Diamètre intérieur:

Lorsque la rugosité du tube augmente, l'épaisseur diminue et par conséquent le diamètre intérieur (d) augmente. Si D est le diamètre extérieur en pouces, alors on aurait :

$$D = 2.54.D_e - 2(e_0 - \alpha t). \quad (2-3)$$

4- Coefficient de pertes de charge linéaires:

Dans le cas d'une conduite rugueuse, le coefficient de perte de charge donné par la formule de DARCY-WEISBACH, est calculé en utilisant l'abaque de MOODY (en annexe), qui est basé sur la formule de COLEBROOK:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log_{10} \left(\frac{\varepsilon}{3.7D} + \frac{2.51}{\text{Re} \sqrt{f}} \right)$$

Ou (Re) est le nombre de REYNOLDS donné par : $\text{Re} = (V.D) / \nu$.

2-5-4 Résumé des caractéristiques du réseau :

En se basant sur l'étude faite auparavant, les deux tableaux (T 2-1) et (T 2-2), résument les caractéristiques du réseau à son état neuf et à la fin de période d'utilisation (état actuel) respectivement. Les tableaux (T 2-3) et (T 2-4) donnent les caractéristiques des produits transportés, et de l'acier des tubes respectivement.

2-6 MODES DE FONCTIONNEMENT DU RESEAU :

2-6-1 Introduction :

Le tronçon SP3-TMB peut fonctionner en 3 modes différents. Si ^{On} en veut étudier le coup de bélier en n'importe quel endroit (E), il faut s'assurer que le régime dans le tronçon (SELATNA-E) est en charge (section pleine), car dans le cas contraire on aurait un écoulement aéré, et l'étranglement en (E) provoquera des remous et un remplissage des siphons, et par conséquent le phénomène deviendra un marteau d'eau aux points élevés du pipe et non pas un coup de bélier.

2-6-2 Débit gravitaire :

Le débit minimal nécessaire pour que l'écoulement soit à pleine section, il faut que la perte de charge totale dans le tronçon SELATNA-E pour ce débit soit au moins égale à la perte de charge réelle entre ces deux points (on considère que le liquide arrive à SELATNA avec une pression nulle pour avoir une marge de sécurité), autrement dit :

$$\Delta H \leq (f.L / D) . V^2 / (2.g) \quad (2-4).$$

Avec $V = Q / S$.

2-6-3 Mode 1 :

A)- Etat initial :

- Liquide transitant : condensât.
 - Toutes les vannes y compris (v10) sont ouvertes.
 - La vanne (12) fermée.
 - Nombre de GMP en service : 4.
 - Caractéristique des GMP : $DH = -5.125.10^{-5} Q^2 + 0.0305.Q + 982.0$.
- avec H en (m) et Q en (m3/h).
- Débit gravitaire Qgc1 (SELATNA-TMB) :

$$f_0 = 0.0140.$$

$$DH = 1032 - 17 = 1015 \text{ m.}$$

En utilisant la formule (2-4) on obtient: $Q_{gc1} = 0.6 \text{ m}^3/\text{s}$ soit $2159.8 \text{ m}^3/\text{h}$.

B)- changement du régime :

- Fermeture de (v10).

2-6-4 Mode 2 :

A)- Etat initial :

- Liquide transitant : pétrole brut.
 - La vanne 10 ouverte à 100%.
 - La vanne 12 fermée à 100%.
 - Nombre de GMP en service : 4.
 - Caractéristique des GMP : $DH = -5.125.10^{-5} Q^2 + 0.0305.Q + 982.0$.
- avec H en (m) Q en (m3/h).
- Débit gravitaire Qgb1 (SELATNA-TMB):

$$f_0 = 0.01428$$

$$DH = 1015 \text{ m.}$$

On obtient : $Q_{gb1} = 0.58 \text{ m}^3/\text{h}$ soit $2111.1 \text{ m}^3/\text{h}$.

B)- Changement du régime :

- Fermeture partielle de la vanne 10 avant l'ouverture de la vanne 12.

***Remarque:** Cela peut arriver juste après le passage de la colonne condensât.

2-6-5 Mode 3 :

A)- Etat initial:

- * phase 1 :

- Liquide transitant : condensât.
- La vanne 10 partiellement fermée (à 66%).
- La vanne 12 ouverte.
- Nombre de GMP en service : 3.
- Caractéristique des GMP : $DH = -9.11.10^{-5}.Q^2 + 0.0406.Q + 982.0$.
- débit $Q = 1750.0 \text{ m}^3/\text{h}$.
- Pression de refoulement à SP3 $P_{sp3} = 58.0 \text{ kg/cm}^2$ avec une pression à l'aspiration de 2 kg/cm^2 .
- Charge piézométrique à SP3 $H_{sp3} = 1266.63 \text{ m}$.
- Pression à SPD $P_{spd} = 26.5 \text{ kg/cm}^2$ soit une charge de 722.17 m .
- * Phase 2 : Ajustement de la vanne (10) fermeture de 45%:
- $P_{sp3} = 54 \text{ kg/cm}^2$ soit une charge de 1211.36 m .
- $DH = 52 \text{ kg/cm}^2$ soit 718.53 m , de la caractéristique on tire le débit après ajustement Q_a :
 $Q_a = 1937.98 \text{ m}^3/\text{h}$.
- La pression à SPD $P_{spd} = 18 \text{ kg/cm}^2$ soit une charge de 604.72 m .
- Le débit gravitaire Q_{gc2} (SELATNA-SPD) est calculé pour une pression $p = 18 \text{ kg/cm}^2$ à SPD.
 $f_0 = 0.0143$.
 $DH = 1032 - 12.56 \cdot 18 = 805.92 \text{ m}$.
 $Q_{gc2} = 0.48 \text{ m}^3/\text{s}$ soit $1763.02 \text{ m}^3/\text{h}$.

Ces différents modes de fonctionnement sont calculés par les programmes PHTD1, PHTD2, et PHTD3 respectivement dans le chapitre 5.

Diamètre extérieur en pouces	Diamètre extérieur en (cm)	epaisseurs en (mm)	Diametre interieur en (cm)	Rugosité relative (δ/D).10000	coefficient de pertes de charge (Qgb1)	coefficient de pertes de charge(Qgc2)	coefficient de pertes de charge(Qgc1)
24	60.96	12.7	58.420	1.71	0.01425	0.01425	0.01390
24	60.96	8.73	59.214	1.68	0.01415	0.01423	0.01380
24	60.96	7.92	59.376	1.68	0.01415	0.01423	0.01380
24	60.96	7.13	59.534	1.67	0.01414	0.01422	0.01360
24	60.96	6.35	59.690	1.67	0.01414	0.01422	0.01360
22	55.88	12.7	53.340	1.87	0.01430	0.01440	0.01410
22	55.88	9.52	53.976	1.85	0.01430	0.01440	0.01410
22	55.88	8.73	54.134	1.84	0.01430	0.01440	0.01400
22	55.88	7.92	54.296	1.84	0.01430	0.01440	0.01400
22	55.88	7.13	54.454	1.83	0.01425	0.01434	0.01390
22	55.88	6.35	54.610	1.83	0.01425	0.01434	0.01380
20	50.80	9.52	48.896	2.045	0.01440	0.01450	0.01420
16	40.64	9.52	38.736	2.58	0.01480	0.01480	0.01450
12	32.80	9.50	30.490	3.28	0.01550	0.01560	0.01520

TABLEAU (T 2-4) : Caracteristiques du reseau à l'état neuf.

Diametre exterieur en pouces	Diametre exterieur en (cm)	epaisseurs en (mm)	Diametre interieur en (cm)	Rugosite relative (δ/D).1000	Coefficient de perte de charge(Qgc1)	Coefficient de pertes de charge(Qgc2)	Coefficient de pertes de charge(Qgb1)
24	60.96	11.405	58.679	2.37	0.0150	0.0160	0.0152
24	60.96	7.435	59.473	2.34	0.0150	0.0150	0.0152
24	60.96	6.625	59.635	2.33	0.0140	0.0150	0.0143
24	60.96	5.835	59.793	2.33	0.0130	0.0140	0.0135
24	60.96	5.055	59.950	2.32	0.0130	0.0131	0.0135
22	55.88	11.405	53.599	2.60	0.0253	0.0260	0.0255
22	55.88	8.225	54.235	2.57	0.0250	0.0260	0.0252
22	55.88	7.435	54.393	2.56	0.0250	0.0260	0.0252
22	55.88	6.625	54.555	2.55	0.0250	0.0260	0.0251
22	55.88	5.835	54.713	2.54	0.0250	0.0260	0.0251
22	55.88	5.055	54.869	2.54	0.0250	0.0259	0.0250
20	50.80	8.225	49.155	2.837	0.0260	0.0270	0.0261
16	40.64	8.225	38.995	3.50	0.0300	0.0310	0.0310
12	32.80	8.205	31.159	4.47	0.0310	0.0315	0.0316

TABLEAU (T 2-2) : Caracteristiques actuelles du reseau.

	masse volumique en (kg/m3)	viscosité cinématique en (cst)	module de compressibilité en (Mpa)	tension de vapeur en (kg/cm ²)
petrole brut	796.1	2.1	1.42	0.712
condensat	723.7	0.79	1.25	0.694

TABLEAU (T2-3) : Caracteristiques des produits transportés.

	E (N/m ²)	ν
5L x : x42 x52	1.9.10 ⁹	0.3

TABLEAU (T2.4)

CHAPITRE 3

MODELE MATHEMATIQUE ADOPTE

INTRODUCTION:

Vue la complexité du réseaux étudié, nous avons préféré utiliser le modèle (1).

Le modèle (2) n'apporte aucun intérêt en matière de précision, le mouvement radial du fluide et les forces auquel sont associées sont négligés dans la plupart des applications pratiques.

Les modèles (3) et (4) sont évités à cause du grand nombre de conduites, joints, et d'autre organes, qui rendent la modélisation de certaines conditions aux limites particulières, une tâche assez délicate pour une bonne estimation des grandeurs inconnues.

3-1- EQUATIONS DU MODELE :

3-1-3- EQUATION DU MOUVEMENT :

La figure (3-1) illustre les forces agissant sur un élément du fluide dans une conduite inclinée.

Pour développer l'équation du mouvement, il est nécessaire d'égaliser la composante totale des forces dans la direction du mouvement, et le produit de la masse de l'élément et de l'accélération.

En se référant à la figure précédente, on peut écrire :

$$PA - (P + \frac{\partial P}{\partial x} dx)(A + \frac{\partial A}{\partial x} dx) + (P + \frac{1}{2} \frac{\partial P}{\partial x} dx) \frac{\partial A}{\partial x} dx - \tau_w \pi D dx - mg \sin \theta = m(V \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial t}) \quad (3-1)$$

Il est raisonnable de considérer que la variation de la densité du fluide est petite, comparée à sa densité ρ_0 , donc:

$$m = \rho(A + \frac{1}{2} \frac{\partial A}{\partial x} dx) dx \quad (3-2)$$

En admettant aussi que le produit de petites quantités peut être négligé, l'équation (3-1) devient :

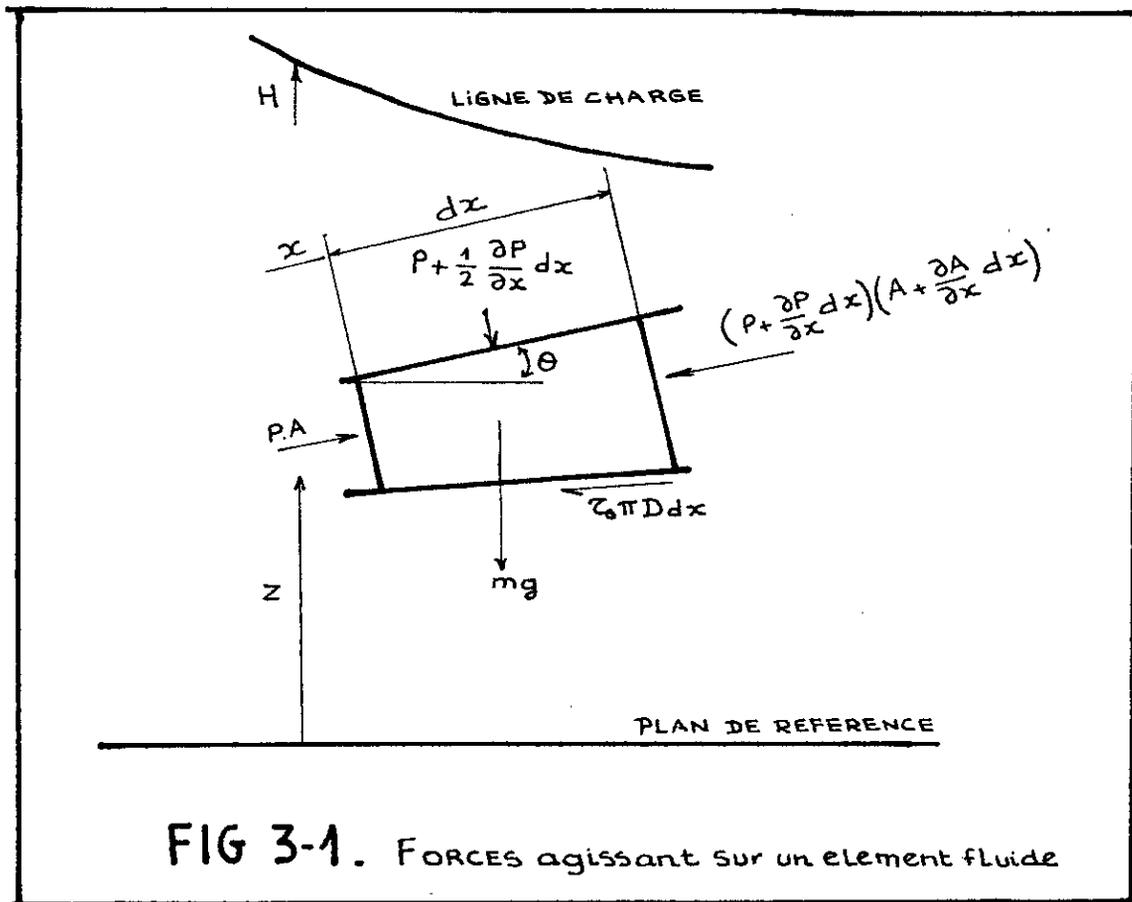
$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial t} + V \frac{\partial V}{\partial x} + g \sin \theta + \frac{4 \tau_w}{\rho D} = 0 \quad (3-3)$$

On considère que les pertes de charge données par la formule de **Darcy-Weisbach**, modélisent exactement l'amortissement en temps des oscillations de pression et de débit dans le phénomène du coup de bélier.

On peut donc écrire :

$$\tau_w = \frac{1}{8} \rho f V |V| \quad (3-4)$$

D'autre part nous avons :



$$\rho g \frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial P}{\partial T} \quad \neq ? \quad t \neq T \quad (3-5)$$

En substituant (3-4) et (3-5) dans (3-3) nous aurons

$$\Psi_1 = \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{V}{g} \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} + \frac{fV|V|}{2gD} = 0 \quad (3-6)$$

3-1-2- EQUATION DE CONTINUITÉ :

L'équation de continuité non permanente sera dérivée pour un volume de contrôle renfermant une mince section d'épaisseur dx de la colonne fluide. Par application du principe de continuité de l'écoulement à travers ce volume, on peut écrire que :

la masse qui entre dans le volume de contrôle

=

la variation de la masse de élément

fluide moins celle qui sort

En d'autres termes :

$$\rho AV - (\rho AV + \frac{\partial}{\partial x}(\rho AV)dx) = \frac{\partial}{\partial t}(\rho A)dx \quad (3-7)$$

Ou bien
$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} + \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (3-8)$$

le premier terme de l'équation (3-8) exprime la déformation de la conduite sous l'effet de la pression du fluide.

Le second ,lui exprime la compressibilité du fluide.

La conduite est considérée sujette à des déformations élastiques, et qu'elle est suffisamment mince (en se basant sur le fait que l'épaisseur est petite comparée au diamètre).

Jusqu'à ce stade, nous n'avons fait aucune supposition, et l'équation (3-8) est valable pour n'importe quelle conduite.

Dans ce qui suit nous traiterons le cas étudié d'une conduite cylindrique.

Nous allons calculer le terme ($1/A \cdot dA/dt$) pour 03 cas, suivant les conditions de support de la conduite(ou bien les conditions de déformation axiale), à savoir :

- a)- Conduite sans joints, libre à son extrémité aval seulement.
- b)- Conduite sans joints, ancrée sur toute sa longueur contre les mouvements axiaux.
- c)- Conduite ancrée avec beaucoup de joints.

On définit le module de Poisson ν

$$\nu = -\epsilon_r / \epsilon_x \quad (3-9)$$

La variation de la section est le résultat de la variation totale de la déformation radiale ϵ_r

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = 2 \frac{d\epsilon_r}{dt} \quad (3-10)$$

$$\text{Avec} \quad \epsilon_t = \epsilon_r + \epsilon \quad (3-11)$$

$$\text{Sachant que} \quad \epsilon_r = \sigma_r / E \quad \text{et} \quad \epsilon_x = \sigma_x / E \quad (3-12)$$

Où σ_x et σ_r sont les contraintes axiale et radiale respectivement. L'équation (3-10) s'écrira donc :

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = \frac{2}{E} \frac{d(\sigma_r - \nu\sigma_x)}{dt} \quad (3-13)$$

En se référant à la (Fig 3-2), ϵ_r est calculée de la même manière pour les trois cas cités auparavant.

L'équilibre de la moitié de la section donne:

$$\int_{-\frac{\pi}{2}}^{+\frac{\pi}{2}} P \cos\theta \, dA - 2 \sigma_r L e = 0 \quad (3-14)$$

$$\text{Comme} \quad dA = LR \, d\theta \quad (3-14) \quad \text{donne} \quad \sigma_r = PD / 2e \quad (3-15)$$

Maintenant pour calculer ϵ_x , il faut considérer chaque cas séparément :

$$\text{a)- La contrainte axiale est le rapport de la force de pression exercée sur la vanne fermée d'où :} \quad \sigma_x = PA / \pi D e = PD / 4e \quad (3-16)$$

b)- Pour une conduite ancrée sur toute sa longueur et sans joints, la déformation axiale est nulle $\epsilon_x = 0$ et comme

$$\epsilon_x = (\sigma_x - \sigma_r) / E \quad (\text{Loi de Hooke})$$

On a donc :

$$\sigma_x + \nu \sigma_r = \nu PD / 2e \quad (3-17)$$

c)- Lorsque la conduite ancrée avec plusieurs joints on a : $\sigma_x = 0$

*Faisons maintenant le calcul du deuxième terme de (3-13) pour les trois cas :

a)- $\sigma_x = PD/4e$, $\sigma_r = PD/2e$

et
$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = \frac{D}{eE} \left(1 - \frac{\nu}{2}\right) \frac{dP}{dt}$$
 (3-18)

b)- $\sigma_x = \nu \sigma_r$, $\sigma_r = PD/2e$ ce qui donne

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = \frac{D}{eE} (1 - \nu^2) \frac{dP}{dt}$$
 (3-19)

c)- $\sigma_x = 0$ et $\sigma_r = PD/2e$ d'où

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = \frac{D}{eE} \frac{dP}{dt}$$
 (3-20)

D'une manière générale on peut écrire

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = \frac{DC'}{eE} \frac{dP}{dt}$$
 (3-21)

Avec pour chaque cas :

a)- $C' = 1 - \nu^2$

c)- $C' = 1 - \nu/2$

b)- $C' = 1$

D'autre part le module de compressibilité du liquide a pour expression :

$$K = \frac{dP}{\frac{d\rho}{\rho}}$$
 (3-22)

Et le second terme de (3-8) s'écrira donc :

$$\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} = \frac{1}{K} \frac{dP}{dt}$$
 (3-23)

L'équation de continuité s'écrira d'après (3-21) et (3-22) sous la forme suivante :

$$\frac{DC'}{eE} \frac{dP}{dt} + \frac{1}{K} \frac{dP}{dt} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0$$
 (3-24)

$$\frac{1}{\rho} \frac{dP}{dt} + c^2 \frac{\partial V}{\partial x} = 0$$

ou encore (3-25)

$$c^2 = \left(\frac{K}{\rho}\right) \left(\frac{1}{1 + \frac{KD}{Ee} C'}\right)$$

"C" est la célérité de l'onde de pression dans le fluide contenu dans la conduite . En comparant cette expression à celle de la célérité d'une onde sonore dans un milieu fluide infini de masse volumique ρ , qui a pour valeur $c^2=K/\rho$, on peut considérer que le module de compressibilité équivalent du système fluide-conduite (K'), est donné par la relation «Et la célérité sera donc :

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{K} + \frac{DC'}{Ee} \quad (3-26)$$

$$c^2 = \frac{K}{\rho} = \frac{1}{\rho} \left(\frac{K}{1 + \frac{DK'}{eE}} \right)$$

En introduisant aussi l'équation (3-5) , la forme finale de l'équation de continuité est :

$$\Psi_2 = \frac{\partial H}{\partial t} + V \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{c^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} - V \frac{\partial Z}{\partial x} = 0 \quad (3-27)$$

3-1-3- CELERITE DES ONDES :

Considérons une conduite élastique fixée à un réservoir ,mais libre de se déplacer ou vibrer à l'autre extrémité suivant la direction axiale (Fig 3-3). A cause d'une fermeture instantanée d'une vanne située à cette extrémité.

Dans cette situation particulière, il est connu que deux ondes se propageront de la vanne vers le réservoir, une onde de pression dans le fluide, et une onde de contrainte dans la paroi de la conduite.

La propagation de ces ondes est accompagnée des déformations axiale et radiale de la conduite, provoquant un changement continu dans sa géométrie [5].

Dans le but d'obtenir une expression pour la célérité de l'onde de pression, on utilise les équations du modèle (1).

Il convient cependant, d'utiliser la formulation intégrale de l'équation de continuité :

$$\frac{d}{dt} \int_{V.C} \rho d\Omega + \int_{S.C} \rho(V - U) dA = 0 \quad (3-28)$$

L'équation de conservation de la quantité de mouvement est réduite -pour ce problème -à l'équation de

Joukowski: $\Delta P = \rho C \Delta V \quad (3-29)$

Les vitesses sont positives dans la direction positive de l'axe des x.

Appliquons les ces deux dernières équations au volume de contrôle de la (Fig 3-3).

AA et BB sont les fronts de l'onde de pression et de contrainte respectivement, à l'instant [?] sans perte de généralité, considérons qu'à cet instant ces deux ondes voyagent vers l'amont avec une célérité C_f et C_c respectivement.

A l'instant $(t_0 + \Delta t)$ les ondes se déplaceront vers une nouvelle position A'A' et B'B' respectivement.

Due à la déformation élastique de la paroi, la section AA se déplace vers A'A' à l'instant $t_0 + \Delta t$

Une application droite avant de l'équation de continuité au volume de contrôle ABB'B'BA (fixé à la surface intérieure de la conduite) donne l'équation suivante:

$$\rho' A' [C_f(1 + \alpha \epsilon x) - \Delta V - U] - \rho A C_f = 0 \quad (3-30)$$

Où $\alpha = C_c / C_f$, et les primes indiquent les valeurs des paramètres après l'action de l'onde. En utilisant les formules suivantes :

$$U = \epsilon x \cdot C_c = \alpha \epsilon x C_f \quad (3-31)$$

$$A' = A (1 + 2 \epsilon t) \quad (3-32)$$

$$\rho = \rho(1 + \Delta P / K) \quad (3-33)$$

Et en substituant (3-31) et (3-33) dans (3-30)

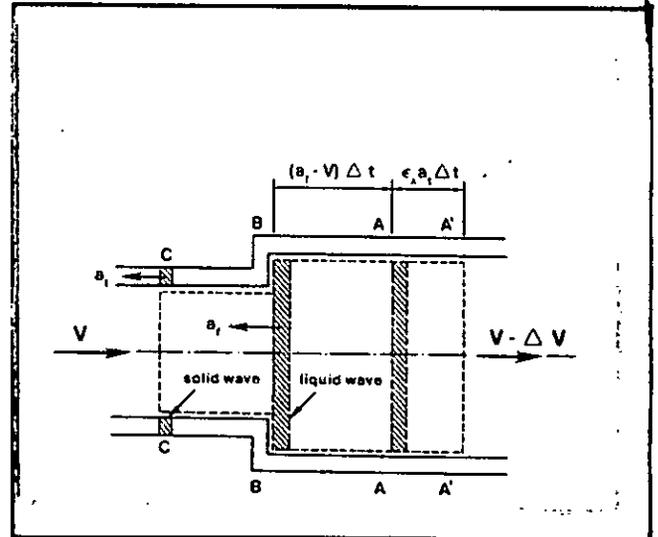
, nous obtenons:

$$\Delta V = C_f (\Delta P / K) [1 + 2K\epsilon t / \Delta P]$$

Combinons maintenant (3-29) et (3-34) nous aurons

$$C_f^2 = [(K/\rho)(1 / (1 + KDC/eE))] \quad (3-36)$$

On peut observer que la déformation longitudinale de la conduite, ainsi que la célérité C_c n'apparaissent pas dans cette expression.



3-1-4- INFLUENCE DES PARAMETRES VARIABLES DE L'ECOULEMENT :

A- GAZ LIBRE :

Lorsqu'une quantité de gaz libre est présente dans le liquide, la compressibilité du mélange augmente et peut causer une diminution considérable de la célérité. En introduisant la notion du module de compressibilité équivalent du mélange liquide-gaz, celle-ci peut être simplement calculée en considérant le pourcentage de gaz (ϵ) présent, et en négligeant son poids, la valeur de la célérité sera:

$$C = 1/\sqrt{\rho(1-\varepsilon)\left(\frac{1}{K} + \frac{\varepsilon}{P} + \frac{CD}{eE}\right)} \quad (3-37)$$

Où P est la pression absolue dans le liquide.

***REMARQUES:**

1- Pour les mélanges liquide-gaz autres que eau-air , les résultats de ce dernier sont applicables à condition que le module de compressibilité du liquide n'ait pas d'effet sur la valeur minimale de la célérité, et que le processus d'expansion-compression des bulles de gaz soit isotherme.L'erreur commise alors n'est pas significative.[1].

2- Dans le développement des équations du modèle, les termes de second ordre sont négligés, en particulier le terme $AV \frac{\partial \rho}{\partial x} dxdt$ alors que le terme $\frac{\partial \rho}{\partial x}$, ne doit pas être si le mélange présente un large pourcentage de gaz libre.La même remarque se fait sur le terme ρ/ρ_0 qui fût approximé à l'unité.

3- Le poids spécifique déjà utilisé dans la formule $P = \rho g(H-Z)$ doit être remplacé par le poids spécifique réel du mélange ,si le pourcentage de gaz libre est significatif.

4- Lorsqu'on a développé l'équation (3-37), le terme ε / P était négligé, or que pour une valeur élevée de ε , celui-ci doit être pris en compte.

5- Dans la théorie de conduite rigide-fluide incompressible (ou colonne rigide), le module de compressibilité du liquide tend vers l'infini ,et par conséquent la propagation de l'onde est instantanée.

B- RIGIDITE DE LA CONDUITE :

En l'absence de gaz libre expression de la célérité se réduit à l'équation (3-36) Si le rapport (D/e) augmente,alors il en est de même pour l'élasticité de la conduite, et par conséquent la célérité diminue [12].

D'autre part si la conduite est considérée rigide(E infini), expression de la célérité sera :

$$C = \sqrt{K/P}$$

CHAPITRE 4

RESOLUTION DU PROBLEME

4-1- PROCÉDE DE SIMULATION :

Le procédé le plus utilisé dans la résolution des problèmes de transitoires hydrauliques (généralement dans les problèmes de propagation et de diffusion unidimensionnels), et leur simulation numérique, est celui des caractéristiques, car il permet une meilleure description du mécanisme de propagation et de réflexion d'ondes, ainsi qu'une interprétation facile des conditions aux limites, et de la modélisation des frottements et de n'importe quel changement des paramètres de l'écoulement.

4-1-1- BASE MATHÉMATIQUE :

Pour définir les courbes caractéristiques, on va prendre le cas simple d'une équation linéaire du 1er ordre de la forme:

$$a \frac{\partial U}{\partial x} + b \frac{\partial U}{\partial y} = d(x, y, U) \quad (4-1)$$

A)- On va chercher à résoudre le " **problème de CAUCHY** ", qui consiste à se poser la question suivante : si on connaît la solution du problème sur une courbe (Φ) du plan $(x-y)$, cette donnée est-elle suffisante pour déterminer la solution au voisinage de (Φ) ?

Autrement dit, étant donné 1 point x, y de (Φ) où U est connue, peut-on déduire une valeur approchée de U en $x+dx, y+dy$?

Pour cela, on définit l'abscisse curviligne (s) sur (Φ) d'où

$$(\Phi) \{x = f(s), y = g(s)\} \quad (4-2)$$

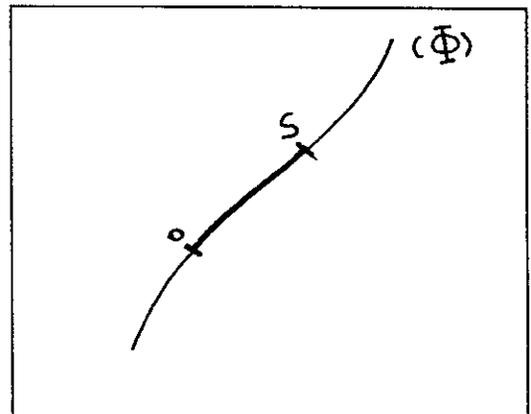
Et on connaît U sur (γ) $\implies U(s)$, dont la dérivée est :

$$\frac{dU}{ds} = \frac{\partial U}{\partial x} \frac{dx}{ds} + \frac{\partial U}{\partial y} \frac{dy}{ds} = U'_x \cdot f' + U'_y \cdot g' \quad (4-3)$$

Problème : Calculer U'_x et U'_y à partir de $U(s)$ car alors :

$$U(x+dx, y+dy) = U(x, y) + U'_x dx + U'_y dy \quad (4-4)$$

s'obtient simplement par la formule de Taylor arrêtée à l'ordre 1. Or on a deux équations:



$$f(s).U'_x + g'(s).U'_y = dU/ ds \quad (4-5)$$

$$a U'_x + b U'_y = d \quad (4-6)$$

Où (4-5) exprime que (x,y) appartient à (Φ) , et (4-6) exprime que $U(\varphi)$ est solution de (4-1). Soit 2 équations à 2 inconnues .

Si on suppose dans le cas général que $f(s) = 0$ et $g'(s) = 0$ on peut tirer

$$U'_y = (d-aU'_x)/b$$

D'où

$$(g'a - f'b)U'_x = g'd - b dU/ ds$$

Le problème de **CAUCHY** aura une solution si on peut extraire U'_x puis U'_y , c'est à dire :

$$g'a - b f' = 0$$

ou $a dy/ds - b dx/ ds = 0$ donc: $dy/dx = b/a$

Si par contre on a l'égalité , alors on ne peut plus calculer U'_x et U'_y , donc estimer U en un point voisin de (γ) .

Mais pour cela, (γ) doit vérifier (ou être définie par) : $dy/dx = b/a$ avec a et b fonctions de x,y .

C'est une équation différentielle du 1er ordre. Et comme la solution est définie à une constante près, on parlera donc d'une "**famille de caractéristiques**"

B)- Une autre définition consiste à se placer dans espace (U,x,y) . L'équation exprime alors qu'en tout point (x,y,U) , le vecteur

$$\{ \partial U/\partial x = U'_x , \partial U/\partial y = U'_y , -1 \}$$

est orthogonal au vecteur (a,b,d) . Or le vecteur $(U'_x,U'_y,-1)$ est le vecteur orthogonal à la surface $U(x,y)$, donc cette surface est tangente au vecteur $\{a,b,d\}$, et les caractéristiques seront les lignes de forces du champ (a,b,d) .

4-1-2- GENERALISATION :

On limitera la généralisation aux systèmes de 02 équations aux dérivées partielles, alors pour d'autres systèmes celle-ci est immédiate.

Considérons le système d'équations suivant :

$$\begin{cases} A1 \frac{\partial V}{\partial x} + B1 \frac{\partial V}{\partial t} + C1 \frac{\partial H}{\partial x} + D1 \frac{\partial H}{\partial t} = F \\ A2 \frac{\partial V}{\partial x} + B2 \frac{\partial V}{\partial t} + C2 \frac{\partial H}{\partial x} + D2 \frac{\partial H}{\partial t} = G \end{cases} \quad (4-7)$$

Les coefficients A1, A2, B1, B2, C1, C2, D1, et D2 , sont dans le cas général des fonctions de x et t , ainsi que les fonctions V(x,t) et H(x,t).

F et G sont des fonctions de x,t,V, et H .

Supposons maintenant que le système (4-7) possède une solution dans le domaine (Ω), et tachons de chercher une solution du système proche d'une courbe (γ). Le problème est analogue à celui de Cauchy posé auparavant.

Au système (4-7) on peut ajouter les deux équations suivantes :

$$\begin{aligned} \frac{\partial V}{\partial x} dx + \frac{\partial V}{\partial t} dt + 0 + 0 &= dV \\ 0 + 0 + \frac{\partial H}{\partial x} dx + \frac{\partial H}{\partial t} dt &= dH \end{aligned}$$

Les systèmes (4-7) et (4-8) sont regroupés pour former le système suivant:

$$\begin{cases} A1 \frac{\partial V}{\partial x} + B1 \frac{\partial V}{\partial t} + C1 \frac{\partial H}{\partial x} + D1 \frac{\partial H}{\partial t} = F \\ A2 \frac{\partial V}{\partial x} + B2 \frac{\partial V}{\partial t} + C2 \frac{\partial H}{\partial x} + D2 \frac{\partial H}{\partial t} = G \\ dx \frac{\partial V}{\partial x} + dt \frac{\partial V}{\partial t} + 0 + 0 = dV \\ 0 + 0 + dx \frac{\partial H}{\partial x} + dt \frac{\partial H}{\partial t} = dH \end{cases}$$

Qui peut se mettre sous forme matricielle :

$$\begin{vmatrix} A1 & B1 & C1 & D1 \\ A2 & B2 & C2 & D2 \\ dx & dt & 0 & 0 \\ 0 & 0 & dx & dt \end{vmatrix} \begin{bmatrix} \partial V / \partial x \\ \partial V / \partial t \\ \partial H / \partial x \\ \partial H / \partial t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F \\ G \\ dV \\ dH \end{bmatrix} \quad (4-10)$$

4-1-3- APPLICATION AUX EQUATIONS DU MODELE :

Les équations du modèle adopté s'écrivent :

$$\begin{cases} \Psi_1 = \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{V}{g} \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} + \frac{fV}{2GD} + 0 \\ \Psi_2 = \frac{\partial H}{\partial x} + V \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{c^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} - V \frac{\partial Z}{\partial x} = 0 \end{cases}$$

Le système peut s'écrire autrement sous la forme :

$$\begin{cases} \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{c^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} + 0 \times \frac{\partial V}{\partial t} - V \frac{\partial Z}{\partial x} = 0 \\ \frac{\partial H}{\partial x} + 0 \times \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{V}{g} \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} + \frac{fV}{2gD} + 0 \\ dx \frac{\partial H}{\partial x} + dt \frac{\partial H}{\partial t} + 0 \times \frac{\partial V}{\partial x} + 0 \times \frac{\partial V}{\partial t} = dH \\ 0 \times \frac{\partial H}{\partial x} + 0 \times \frac{\partial H}{\partial t} + dx \frac{\partial V}{\partial x} + dt \frac{\partial V}{\partial t} = dV \end{cases}$$

En comparant celui-là au système (4-9), on peut tirer :

$$C1 = V ; D1 = 1 ; A1 = C^2/g ; B1 = 0 ;$$

$$C2 = 1 ; D2 = 0 ; A2 = V/g ; B2 = 1/g .$$

$$F = -V \partial Z / \partial x ; G = -fV / 2gD$$

L'équation (4-11) s'écrit donc :

$$(V^2 - C^2)(dx/dt)/g - 2V(dx/dt)/g + 1/g = 0$$

$$dx/dt|_1 = V + C ; \text{ et } dx/dt|_2 = V - C .$$

Les équations de compatibilité correspondantes sont :

$$\pm \frac{g}{C} \frac{dH}{dt} + \frac{dV}{dt} + \frac{fV|V|}{2D} \mp \frac{gV}{C} \frac{dZ}{dx} = 0$$

$$\text{avec } \frac{dx}{dt} = V \pm C$$

(4-13)

L'influence du terme $(gV(dZ/dx)/c)$ qui exprime l'inclinaison de la conduite, est négligeable comparé aux autres termes, ce qui revient à dire que la composante axiale du poids de la colonne liquide est petite devant les autres forces mises en jeu durant l'écoulement transitoire, d'où le système :

$$\pm \frac{g}{C} \frac{dH}{dt} + \frac{dV}{dt} + \frac{fV|V|}{2D} = 0$$

avec $\frac{dx}{dt} = V \pm C$

(4-13 bis)

4-1-4- ZONE D'INFLUENCE, DOMAINE DE DEPENDANCE ET STABILITE :

Supposons un fluide au repos dans une conduite, si on crée une perturbation à l'instant $t=0$ au point x_0 , celle-ci va se propager de part et d'autre avec une vitesse $(-c)$. Donc dans le plan $x-t$, une "zone d'influence" de la perturbation en x_0 est représenté sur la (4-4).

Si maintenant l'écoulement a une vitesse initiale V_0 , il y a transport en masse du centre de perturbation, d'où les caractéristiques :

$$dx/dt = V_0 \pm C.$$

Selon les valeurs de V_0 on aurait les domaines d'influence représentés sur la (Fig 4-2 a,b).

Inversement, si on se place à un point M quelconque du plan $(x-t)$, et que l'on cherche la solution $V(x,t)$ et $H(x,t)$ en ce point, cette solution va dépendre au temps (t) du "domaine de dépendance" de M soit FBM (Fig 4 a,b).

Car toute perturbation issue de ce domaine a atteint et donc influencé V et H en M . Au maximum il a pu être atteint par la perturbation descendante issue de F , ou par celle montante issue de B .

Les courbes caractéristiques peuvent être des lignes droites (si V et C sont constantes), ou bien des lignes courbes dans le cas contraire. L'usage essentiel que nous ferons donc de ces courbes, se ramènera à ces notions de domaine d'influence ou de dépendance.

*En effet, si la solution analytique au point M dépend du domaine FBM, il faut que le "domaine de dépendance numérique" contienne entièrement le "domaine de dépendance analytique".

L'idéale serait qu'ils soient identiques, mais le fait que le premier soit plus grand entraîne un lissage des solutions, car à l'intérieur de ce domaine, la discrétisation suppose que les solutions soient des fonctions analytiques sans discontinuité. Par contre, le fait que le domaine numérique soit plus petit, va conduire à ignorer des points qui influencent la solution au point cherchée qui provoque une instabilité.

**** Condition de Courant-Friedrichs-Levy (C-F-L) :**

" Pour que la solution d'un opérateur aux différences finies converge vers la solution du problème différentiel qu'il approche, il est nécessaire que le domaine de dépendance du second (Analytique), soit contenu dans celui du premier (Numérique)."

4-6- DISCRETISATION DU DOMAINE :

* Durant le mouvement, les grandeurs physiques sont supposées ~~varier~~ varier dans une seule direction spatiale qui est l'axe longitudinal moyen de la conduite.

* Chaque conduite (i) est discrétisée en un nombre de pas égaux de longueur (Δx) et les noeuds sont numérotés de (1) jusqu'à (n+1). Et comme le nombre de conduites à discrétiser est supérieur à un, il reste nécessaire d'avoir le même temps d'incrémentation pour toutes les conduites, afin de pouvoir calculer les conditions au niveau des branchements en même temps.

* Le temps d'incrémentation est conditionné par la (C-F-L) , c'est à dire qu'il faut avoir toujours et pour chaque conduite:

$$\Delta x \geq \Delta t(v+c)$$

Si cette condition est vérifiée (caractéristique positive), l'autre l'est automatiquement (caractéristique négative).

* Maintenant si pour une conduite le pas de discrétisation est tel que : $\Delta x = \Delta t(c+v)$,

alors les courbes caractéristiques ne passent plus par F et B mais plutôt par R et S (Fig 4-...).

Les valeurs de H et V sont connues à $t = t_0$ aux noeuds F et B, il faut donc les calculer en R et S.

On peut utiliser le procédé d'interpolation linéaire entre F et A pour obtenir H et V en R, et entre A et B pour les calculer en S.

L'inconvénient majeur de cette méthode c'est la dispersion du front d'onde, ce qui conduit à une simulation de la célérité plus grande que sa valeur réelle [14].

4-6-1- AJUSTEMENT DE LA CELERITE :

Si l'intervalle de temps (Δt) est choisit de telle sorte que le pas (Δx) d'une conduite (i) quelconque du réseau est différent de $\Delta t(v_i+c_i)$ alors:

** La condition (4-15) doit être vérifiée.

** Pour éviter l'interpolation , nous devons satisfaire l'équation suivante pour chaque conduite:

$$\Delta t = L_i / (c_i + v) n_i \quad (4-16)$$

Cependant pour un même pas de temps, il est évident que (4-16) ne peut être vérifiée pour toutes les conduites, autrement dit, il est possible de ne pas pouvoir trouver pour au moins une conduite, un entier (n_i) tel que (4-16) soit vérifiée.

Pour arriver à surmonter cette difficulté, nous utiliserons une technique basée sur le fait que la célérité des ondes n'est jamais connue exactement. Cela découle du fait qu'elle dépend de plusieurs paramètres qui eux même ne sont pas connus avec exactitude.

Une note peut être faite sur les diamètres, où dans le cas des industries de pipelines, les épaisseurs standards, y compris les tolérances de fabrication sont données pour chaque diamètre par US spécifications API STD 5L et 5LX. Pour les diamètres supérieurs à 18", la tolérance est comprise dans l'intervalle [-10% , +17,5%] et cela pour les pipes non soudés.

S'ils sont soudés (soudure longitudinale ou spirale), l'intervalle de tolérance est [-8%,+19,5%].

Il en est de même pour les autres paramètres desquels dépend la célérité (modules d'élasticité et de compressibilité et de Poisson), dont la détermination dépend des conditions d'essais.

L'ajustement doit être fait dans une certaine limite acceptable, pour cela il faut conditionner (n_i).

Soit une conduite qui ne satisfait pas l'équation (4-16), c'est à dire:

$$L_i / (c_i + v_i) \Delta t = n_i \pm \epsilon = A. \quad (4-17)$$

Où (ϵ) est un réel inférieur ou égal à 0,5 ; sachant que (n_i) est l'entier supérieur à A si la partie décimale de A est supérieure ou égale à 0,5 , et l'entier inférieur dans le cas contraire.

Après avoir ajusté la célérité, cette dernière devient (c_a), et l'équation (4-16) sera satisfaite:

$$L_i / (c_a + v_i) \Delta t = n_i \quad (4-18)$$

Multiplions les équations (4-17) et (4-18) respectivement par c_i et c_a :

$$(\Delta c/c) = (c_a - c_i) / c_i = + \lambda / n_i \quad (4-19)$$

Si l'erreur relative de la célérité $\Delta c/c$ est connue, on peut choisir un temps d'incrémentation , et calculer l'ajustement (ϵ) , nous aurons alors le nombre de segments minimum (n_i), pour rester toujours dans la fourchette acceptable de l'ajustement.

4-8- INTEGRATION DES EQUATIONS DE COMPATIBILITE :

4-8-1- Remarques préliminaires sur la discrétisation dans le plan (x-t) :

Les lignes caractéristiques sont -dans le cas général- des lignes courbes dans le plan (x-t), car à chaque instant la pente donnée par l'équation (4-14) dépend de la vitesse(v) qui elle même variable. L'intégration des équations de compatibilité (4-13) s'avère ~~très~~ ^{très} compliquée en matière de programmation.

La quasi totalité des auteurs utilisent la méthode de sous domaines rectangulaires réguliers, basée sur le concept de décider initialement que les résultats seront obtenus dans un domaine régulièrement divisé en éléments rectangulaires ($\Delta x \cdot \Delta t$). Dans le plan (x-t), les inconnues seront calculées par la suite aux noeuds [1]. (Fig 4-3.).

4-8-2- Intégration :

En supposant que la hauteur piézométrique (h) et la vitesse (v) sont connues à l'instant t_0 en tous les noeuds, nous tachons de les calculer à l'instant $t_0 + \Delta t$, pour cela les équations (4-13 bis) doivent être intégrées le long des lignes (4-14) correspondantes respectivement.

Le long de FP : (Fig 4-1)

$$\int_F^P (g/c) dH + \int_F^P dV + \int_F^P (fVV/2D) dt = 0 \quad (4-20)$$

Lorsque le pas de temps d'incrémentation est petit, une approximation du premier ordre peut être faite pour tous les termes, on aura donc:

$$(g/cf)(H_P - H_f)(V_P - V_f) + \int_f^P V_f dt / (2Df) = 0 \quad (4-21)$$

Et le long de BP :

$$\int_B^P (g/c) dH + \int_B^P dV + \int_B^P (fVV/2D) dt = 0 \quad (4-22)$$

$$d'ou - (g/cb)(H_P - H_b) + ((V_P - V_b) + \int_b^P V_b dt / (2Db) = 0$$

Si H_f, H_b, V_f et V_b sont connues (à t_0), alors nous aurons un système algébrique de deux équations avec lequel on peut calculer H_p et V_p (à $t+\Delta t$).

Réarrangeons ces deux équations:

(4-21) devient:

$$H_p = B_p - A_p \cdot V_p \quad (4-21 \text{ bis})$$

$$\text{Et (4-22) : } H_p = A_n \cdot V_p + B_n \quad (4-22 \text{ bis})$$

Posons maintenant:

$$A_p = C_f/g ; B_p = H_f + C_f \cdot V_f/g - C_f \cdot f_f \cdot V_f \cdot V_f \cdot dt/(2gD_f)$$

$$A_n = C_b/g ; B_n = H_b - C_b \cdot V_b/g + C_b \cdot f_b \cdot V_b \cdot V_b \cdot dt/(2gD_b)$$

On aura donc -par résolution, du système- :

$$V_p = (B_p - B_n) / (A_p + A_n) \quad (4-23)$$

$$H_p = B_p - A_p \cdot V_p \quad (4-24)$$

La résolution nécessite cependant la connaissance des conditions initiales et aux limites.

4-8-3 CONDITIONS INITIALES ET AUX LIMITES :

A)- Conditions initiales :

Pour résoudre le problème, les points de début de calcul, sont les valeurs données de H et V du régime permanent initial dans le réseau, avant qu'aucune perturbation n'eut lieu.

B)- Conditions aux limites spatiales :

1)- Station de pompage (SP3) :

La relation (H-Q) ayant lieu à la limite entre les groupes motopompes (GMP) et le premier clapet, est la courbe caractéristique équivalente du nombre de (GMP) en marche.

Présentée sous forme d'un polynôme du second degré en Q , cette équation est résolue ensuite avec l'équation (4-22 bis), après avoir remplacé Q par $V \cdot S$.

Pour la même vitesse de rotation, la courbe équivalente des (GMP) est obtenue à partir de celle d'un seul gmp (voir annexe), en additionnant les débits du fait qu'elles sont montées en parallèle.

* 3 GMP en marche :

$$DH = -9.11 \cdot 10^{-5} Q^2 + 0.406Q + 982$$

* 4 GMP en marche :

$$DH = -5.125 \cdot 10^{-5} Q^2 + 0.0305Q + 982$$

2)- Joints :

Un joint est la limite entre deux conduites liées bout à bout. Pour obtenir les inconnues en ce point à chaque pas de temps, il suffit de résoudre (4-21) pour la première conduite avec (4-22) pour la deuxième. Sachant que la charge H en ce point est la même pour les deux, on peut écrire

$$H_{p1} = H_{p2} \quad (4-25)$$

En tenant compte des notations précédentes, et du fait que $V_{p2} = A_1 \cdot V_{p1} / A_2$, la résolution du système donne :

$$V_{p1} = A_{p1} / B_{p1}$$

Et la charge H_{p1} (H_{p2}) au niveau du joint est ensuite calculée à partir de l'une des équations (4-21) ou (4-22).

3)- Clapets :

Un clapet de non retour est tout simplement un joint qui permet l'écoulement dans un seul sens. Dans ce cas une condition est faite sur la vitesse:

$$\text{si } V_{p1} < 0 \text{ alors } V_{p1} = 0.$$

* Lorsque le clapet est ouvert, V_{p1} , H_{p1} , V_{p2} et H_{p2} sont calculées de la même manière que pour un joint.

* Si le clapet est fermé, alors $V_{p1} = V_{p2} = 0$, mais H_{p1} est différent de H_{p2} .

Dans ce cas H_{p1} est calculé à partir de (4-21), et H_{p2} à partir de (4-22).

4)- Branchement :

Un branchement désigne un point où plusieurs conduites sont reliées dans le réseau. L'équation de continuité s'écrit simplement :

$$\sum \text{ap. } V_p \cdot s(i) = 0 \quad (4-26)$$

Où $s = \text{sign}(i)$ ($s=1$ si l'écoulement dans la conduite i s'effectue vers le branchement, et $s=-1$ dans le cas contraire). Les équations (4-21) et (4-22) s'écrivent sous forme condensée:

$$s g(H_p - H_i) / C_i + (V_{pi} - V_i) + f_i V_i V_i D_t / 2D_i \quad (4-27)$$

Au point de branchement H est la même pour toutes les conduites, avec cette hypothèse et en tenant compte de (4-26) et des notations précédentes on aura :

$$H_P = [\sum S A_{pi} V_i + \sum g A_{pi} H_i / C_i - \sum s A_{pi} f_i V_i V_i D_t / 2D_i] / \sum (g A_{pi} / C_i)$$

Par suite, la vitesse dans chaque conduite est calculée à partir de (4-27).

5)-Vannes :

La perte de charge à travers la vanne est donnée par l'équation :

$$H_v = \zeta V^2 / 2g \quad (4-28)$$

Où " V " est la vitesse dans la conduite amont, et V_v la vitesse à la vanne. On peut aussi approximer cette perte par

$$H_v = (V_v - V)^2 / 2g \quad (4-29)$$

La perte de charge entre la section amont et celle de la vanne est négligeable.

D'autre part nous avons

$$A_1 \cdot V_1 = A_2 \cdot V_2 = A_v \cdot V_v$$

D'où : $V_v = A_1 \cdot V_1 / A_v$ et $V_2 = A_1 \cdot V_1 / A_2$

La valeur de ζ est donnée par :

$$\zeta = (A1/A2)^2 (1 - A2/Av)^2$$

Et lorsque $A1 = A2$ on a $\zeta = (1 - A2/Av)^2$

Le terme $(A2 / Av)$ est exprimé par la loi de fermeture de la vanne qui est donnée par :

$$\tau = Av / A2. \quad \text{avec } 0 \leq t \leq 1.$$

La condition à la vanne est obtenue à chaque pas de temps par la résolution des équations (4-21) et (4-22) en même temps avec l'équation (4-28), ce qui conduit au système suivant:

$$Hp1 = Ap - Bp.Vp1$$

$$Hp2 = An + Bn.Vp2$$

$$Hp1 - Hp2 = \zeta.Vp1^2.sign(Vp1)/2g$$

En posant $M = \zeta.sign(Vp1)/2g$

$$N = [Cf + Cb (Df/Db)^2]/g$$

$$\text{et } K = Hb - Hf - [Cf.Vf + Cb.Vb]/g + ff.Vf.Vf.Cf.Dt/(2gDf) + fb.Vb.Vb.Cb.Dt/(2gDb)$$

On obtient après résolution :

$$Vp1 = (- N + \sqrt{N^2 + 4.K.M})/ 2M.$$

Et
$$Vp2 = A1.Vp1 / A2.$$

Hp1 et Hp2 sont calculées à partir de (1) et (2). Le schéma de la vanne (10) est donné en annexe.

6)- Réservoirs :

Lorsque un réservoir à niveau constant (H_{res}) est situé en aval (ou en amont), la condition en ce point est:

$$H_p = H_{res}.$$

La vitesse est calculée à partir de l'équation (4-21) (ou (4-22)).

4-9 SEPARATION DE COLONNE :

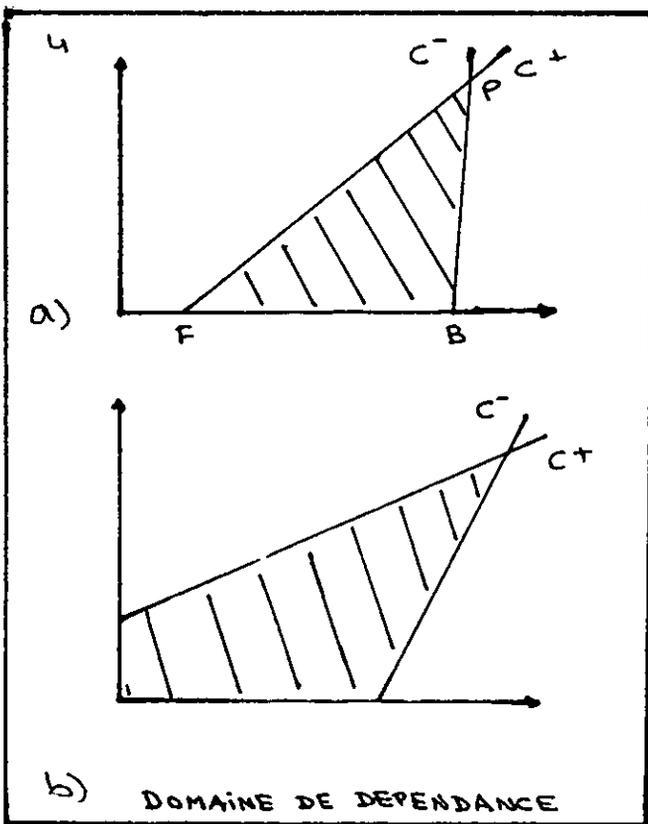
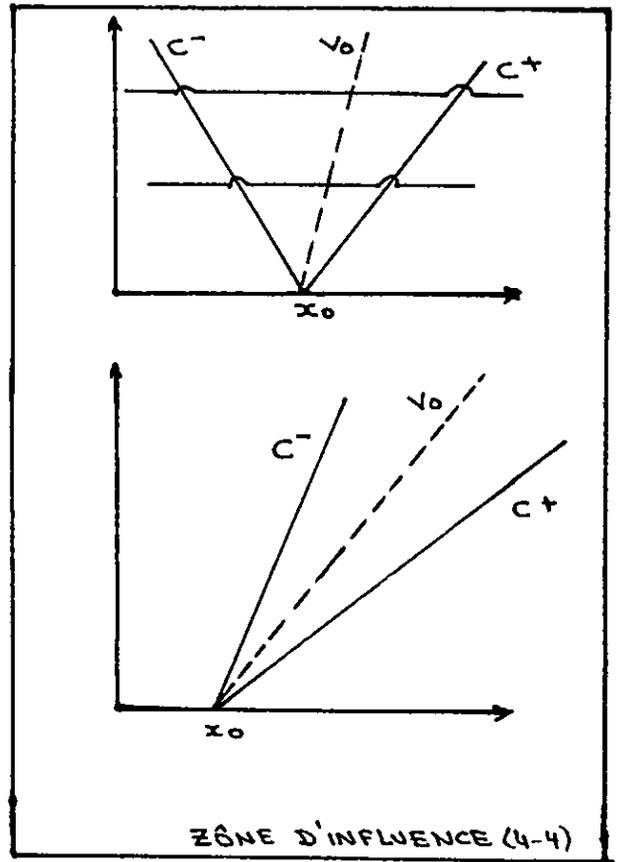
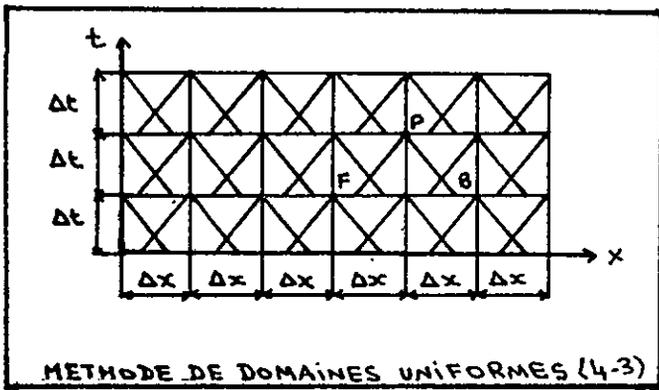
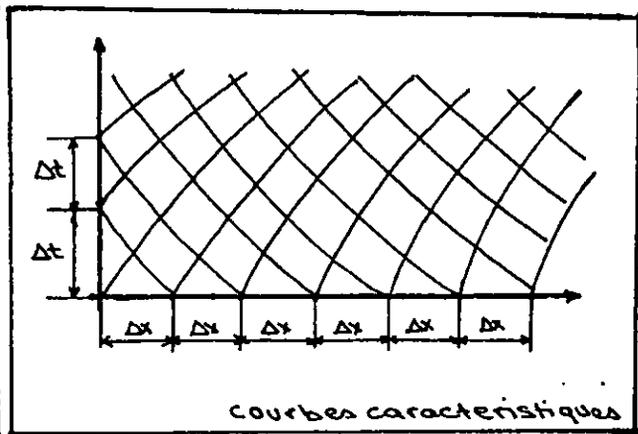
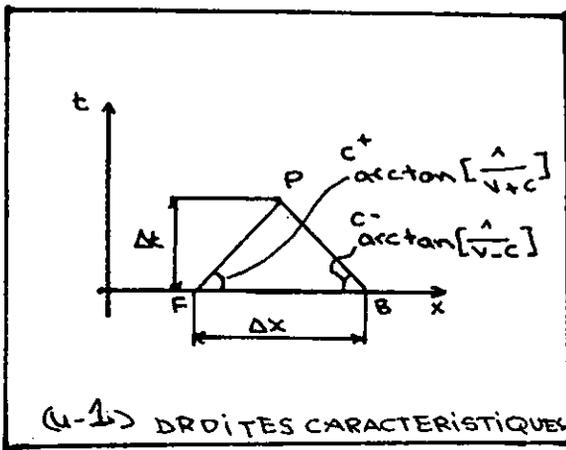
Après fermeture de la vanne , la colonne liquide située juste en aval continue à s'écouler tout en n'étant plus alimentée sauf peut être par le débit de fuite de la vanne , en ce moment la pression diminue et peut atteindre des valeurs inférieures à la tension de vapeur du liquide. Après que cette section rencontre un gradient de pression venant du réservoir supérieur à la pression qui règne à la face de celle-ci , elle commence à retourner vers la vanne fermée en fermant la cavité créée, et génère ainsi une surpression . Dans ce cas la condition à la limite au niveau de la vanne qui était $V_p = 0$ sera remplacée par la condition de pression $H_p = H_{vap}$ qui sera résolue par la suite avec la caractéristique négative (4-22), cela découle de l'hypothèse qui admet que la pression du régime initial est suffisamment grande pour que le liquide ne puisse s'évaporer, car dans le cas contraire les poches de vapeur créées rendent l'écoulement diphasique et les lois développées auparavant ne seront plus valables [1,12].

La durée de présence de la cavité est calculée à partir du calcul de son volume :

$$V_{cavp} = V_{cav} - (A/2). Dt.(V_p - V).$$

ou V_{cavp} est le volume actuel de la cavité ; V_{cav} son volume initial ; A la section aval de la conduite .

Lorsque cette valeur ^{est} nulle alors les conditions aux limites au niveau de la vanne ^{restent} inchangées; pour cela un test est fait dans le programme.



CHAPITRE 5

CALCULS ET INTERPRETATION

DES RESULTATS

5-1 INTRODUCTION :

Le programme **PHTD (Pipeline Hydraulic Transient Design)** élaboré en vue du calcul des paramètres du régime transitoire dans l'oléoduc SP3-TMB, est composé de 05 modules principaux, pouvant calculer chaque mode de fonctionnement du réseau séparément.

Ce paragraphe est consacré à exposer les étapes de calcul, et les liens existants entre les différents modules qui sont schématisés selon l'organigramme (1)

Le module de calcul est divisé en 03 autres modules (procédures) (organigramme 2)

5-2 MODULE D'ENTREE DES DONNEES :

Ce module doit transmettre aux autres les informations nécessaires pour le calcul, et cela pour chaque mode de fonctionnement.

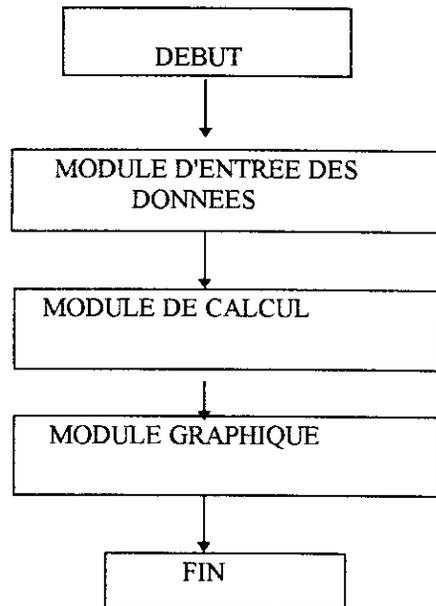
Dans chaque programme, ce module sert à lire à partir d'un fichier les données relatives à la géométrie et aux matériaux. Le tableau suivant résume les identificateurs liés à ces données et leur désignation.

identificateur	désignation
Ncond	nombre de conduites
L[Ncond]	longueur de la conduite
D[Ncond]	diamètre intérieur de la conduite
e[Ncond]	épaisseur de la conduite
Youn	module d'élasticité
Cf[Ncond]	coefficient de pertes de charge
Mc	module de compressibilité du liquide
TVR	tension de vapeur du liquide
Ro	masse volumique du liquide

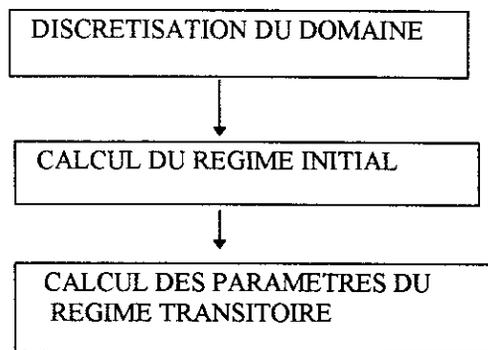
* Mode1 : programme PHTD1, fichier de données PHTD1.DON.

* Mode2 : Programme PHTD2, fichier de données PHTD2.DON.

* Mode3 : Programme PHTD3, fichier de données PHTD3.DON.



ORGANISATION DU CALCUL (1)



MODULE DE CALCUL (2)

5-3 MODULE DE CALCUL :

Ce module est constitué de 03 procédures indépendantes, chacune effectue une partie du travail et la transmet aux autres par l'intermédiaire des paramètres globaux du programme.

Le rôle du bloc principal du programme n'est donc que la lecture et la transmission. Cependant toute erreur au moment de l'ouverture des fichiers de données, ou insuffisance d'une condition, est automatiquement signalée et le programme et l'exécution est stoppé immédiatement.

Le calcul est fait pour tout le réseau mais seuls les points sensibles ont été représentés par le module graphique, qui est organisé comme suit :

* En amont de la vanne 10 :

- Représentation de la variation de la pression en fonction du temps.
- Représentation de la variation de la vitesse d'écoulement en fonction du temps.
- Représentation de la loi de fermeture de la vanne en fonction du temps.

* En aval de la vanne 10 seul la variation du volume de la cavitation en fonction du temps est représenté car la pression en ce point diminue avec la fermeture de la vanne.

* En aval de la vanne de ligne (vs.9p.007):(mode 3):

- Représentation de la variation de la pression en fonction du temps.

* Aux PK 554 et 559 ou le tronçon présente une faible pression d'utilisation, et ou le dernier éclatement a eu lieu:

- Représentation de la variation de la pression en fonction du temps.

* En aval de la station de pompage (SP3):

- Variation de la pression au refoulement en fonction du temps.

Le calcul est organisé comme suit :

1- En mode 1 :

- Calcul pour une fermeture brusque avec des temps de fermeture (tf) de 50 ms et 0.3 s.
- Etat actuel du réseau.
- Débit égal au débit gravitaire.

2- En mode 2 :

- Calcul pour $t_f = 50.0\text{ms}$, 0.5 s et 2.0 s.
- Débit gravitaire .
- Etat actuel du réseau.

* Jusque là e but des calculs est de déterminer une limite maximale des surpressions dans le réseau quel que soit le liquide transitant.

3- en mode 3:

- Calcul pour $t_f = 0.5$ s et 2.0 s, cette dernière valeur de t_f correspond au temps réel de fermeture de la vanne (10) lorsqu'elle est fermée à un pourcentage de 45%.

- Débit gravitaire.

- Etat actuel du réseau.

* Remarques :

1-La loi de fermeture qui est introduite à travers le coefficient de pertes de charge singulières au niveau de la vanne est supposée linéaire.

2- La durée de fermeture d'une vanne n'a d'influence que sur l'historique de la pression avant fermeture par contre sur la pression max juste au moment de la fermeture totale il n'a qu'une légère influence [16]. C'est pour ça que nous avons effectué les calculs pour des fermetures brusques pour économiser le temps machine et la manipulation d'un très grand nombre de données.

Car vu le pas de temps d'incrémentation imposé par la condition de stabilité du schéma des caractéristiques qui est de l'ordre de 1.3 ms, il est pratiquement impossible d'effectuer tous les calculs pour des temps assez larges avec le matériel disponible, un premier essai pour le calcul d'une durée de 120 s qui est un peu moins que le quart de période de l'onde a montré qu'il faut au moins 75 heures de temps machine.

5-3-1 Calcul des paramètres du régime et discrétisation du domaine :

Cela fait l'objet de la procédure " discret" qui- en premier lieu- effectue les tâches suivantes:

1- Calcul des célérités.

2- Calcul de la période de l'onde.

3- Calcul du pas de temps d'incrémentation (un choix est donné).

4- Calcul de la valeur minimale et maximale du pas de discrétisation pour chaque conduite. La valeur minimale est imposée par la (C-F-L), alors que l'autre est un conditionnement de l'erreur admissible sur la célérité.

* L'erreur admise sur la célérité de l'onde est de 0.15.

* Nous avons choisis une discrétisation minimale (pas Δx maximal) sauf pour la conduite (9) entre la vanne de M'ZITA et l'entrée du réseau de SPD qui est discrétisée en 4 pas d'une longueur de 4950.0 m chacun pour pouvoir calculer les pressions au PK 559.0 qui représente une faible résistance.

5-3-2 Calcul du régime initial :

La procédure "reginit" calcule les paramètres de l'écoulement en régime permanent à $t = 0$.

Les données nécessaires sont introduites par clavier dans le bloc principal, cela donne une maniabilité au programme pour le calcul du régime transitoire en partant de n'importe quel régime initial.

5-3-3 Calcul du régime transitoire :

La procédure "calcul" effectue la majeure partie du travail:

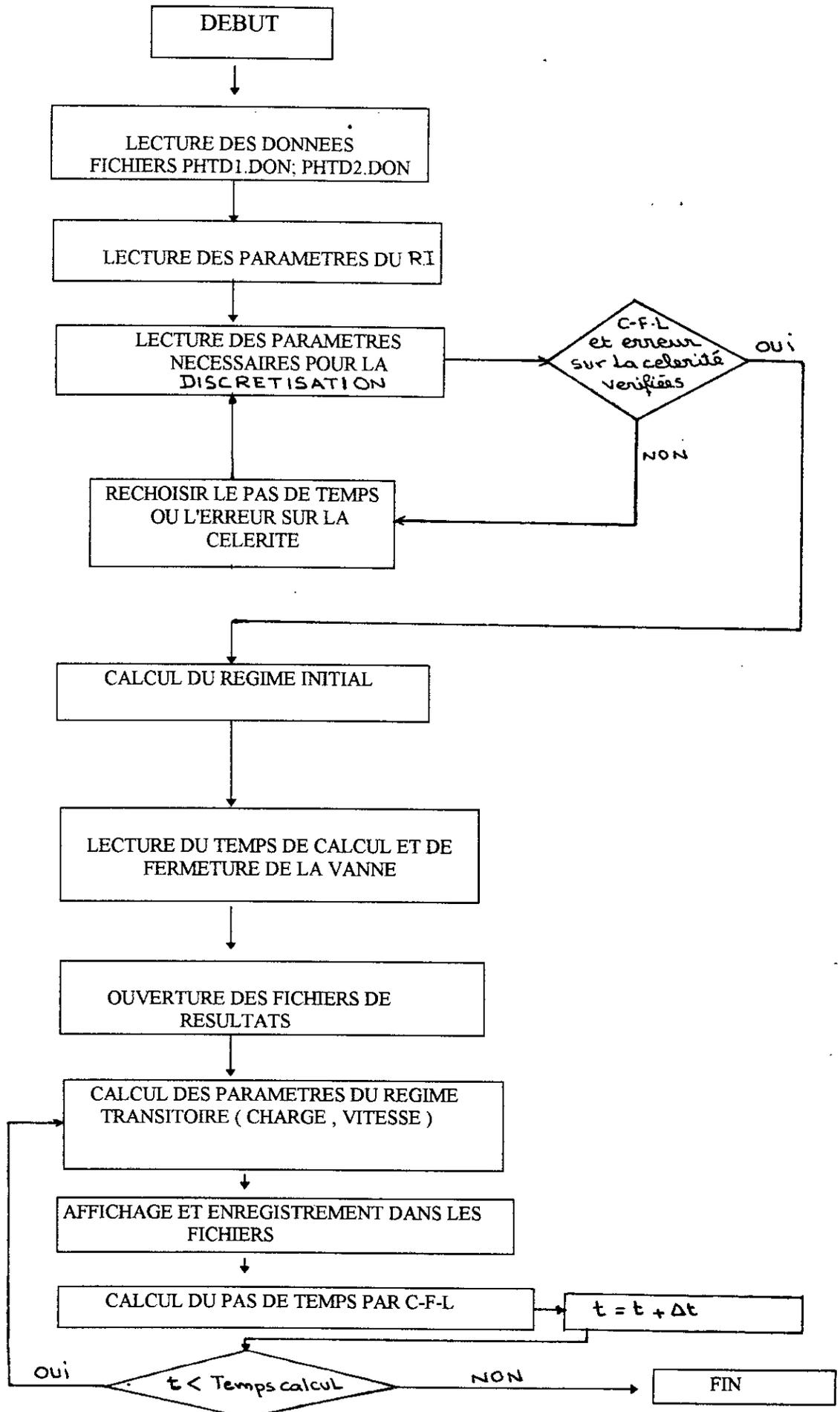
- * Le calcul des paramètres du régime transitoire, du temps de calcul et des coordonnées de l'endroit le plus défavorisé.
- * L'affichage des résultats.
- * L'ouverture des fichier de résultats et l'enregistrement

5-4 ORGANIGRAMMES DE CALCUL : Voir pages 1.8 bis 1.2

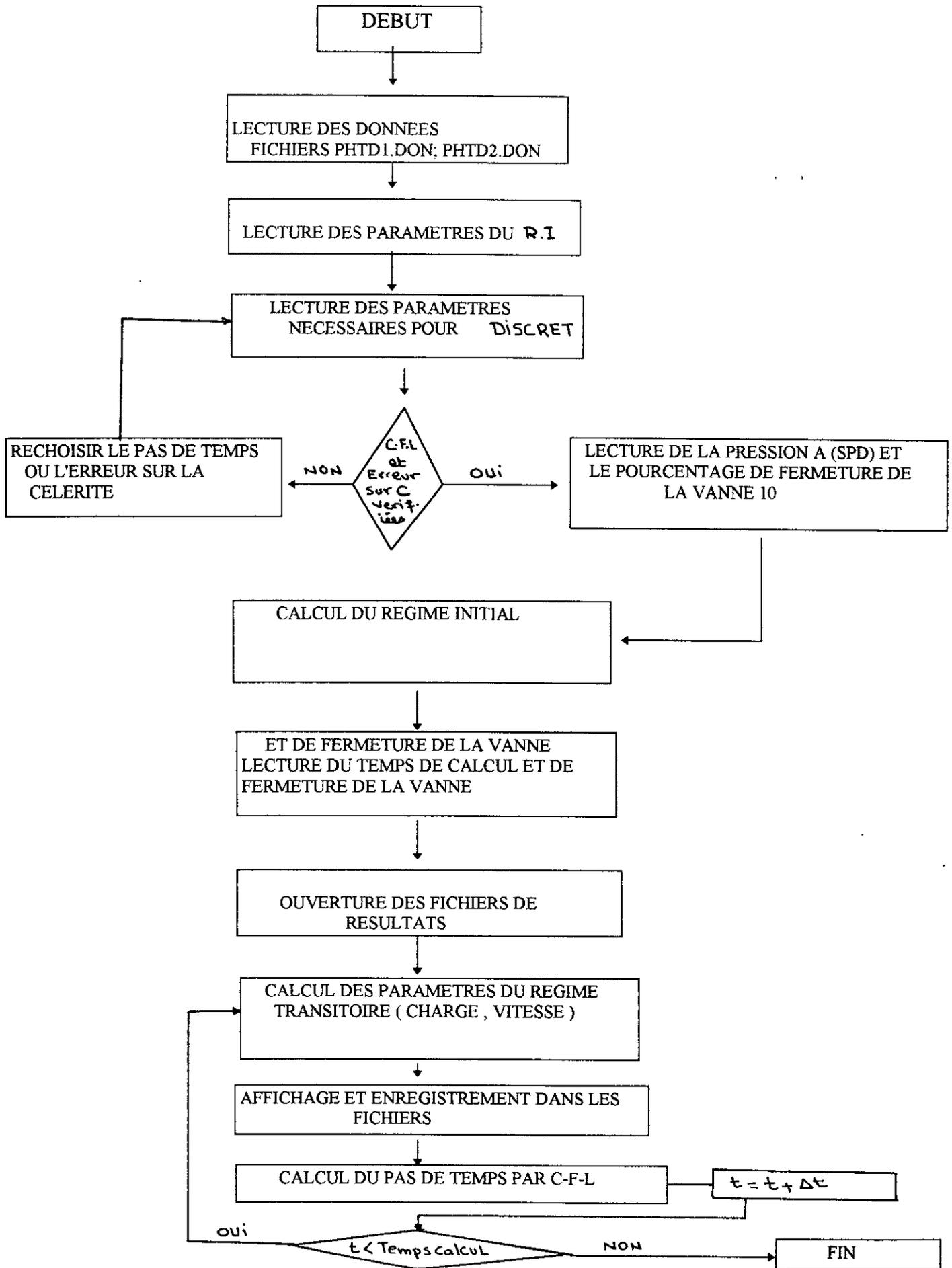
5-5 RESULTATS :

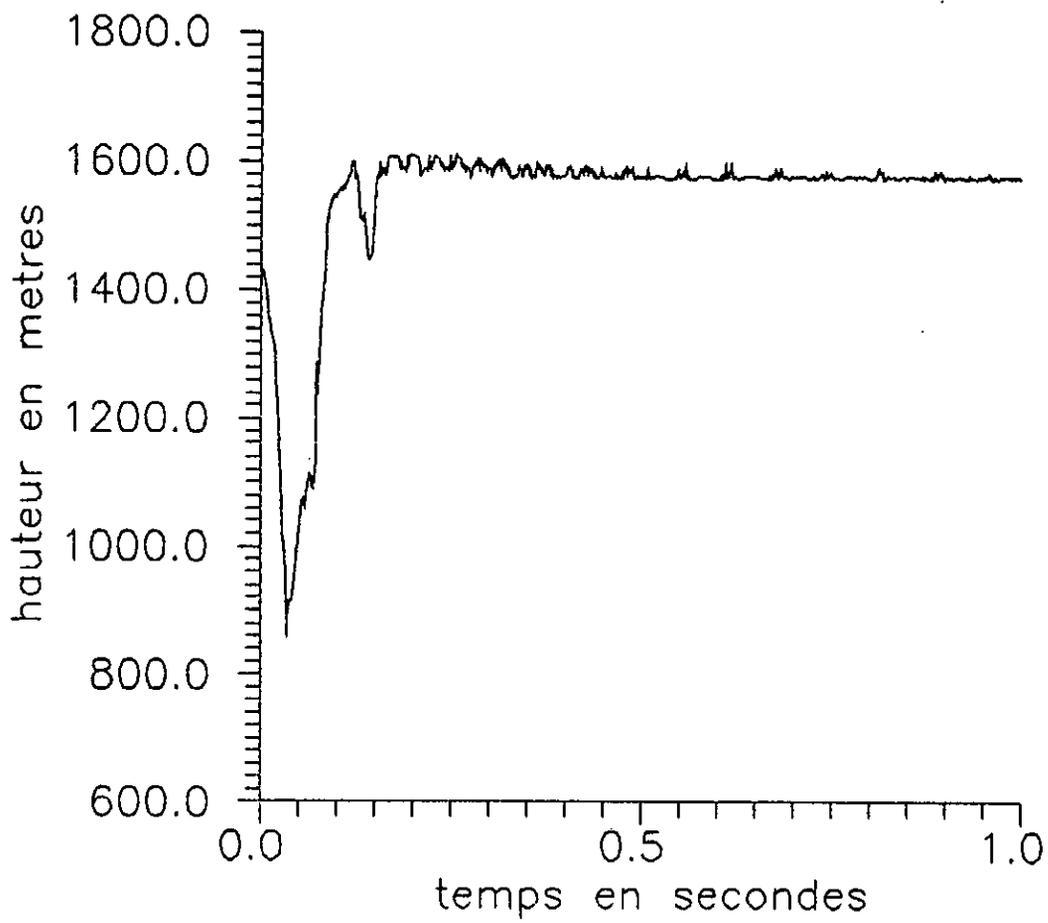
Les résultats des calculs sont représentés sur des graphiques donnant pour chaque mode de fonctionnement et en chaque point étudié du réseau les paramètres calculés

ORGANIGRAMME DE CALCUL POUR PHTD1,PHTD2

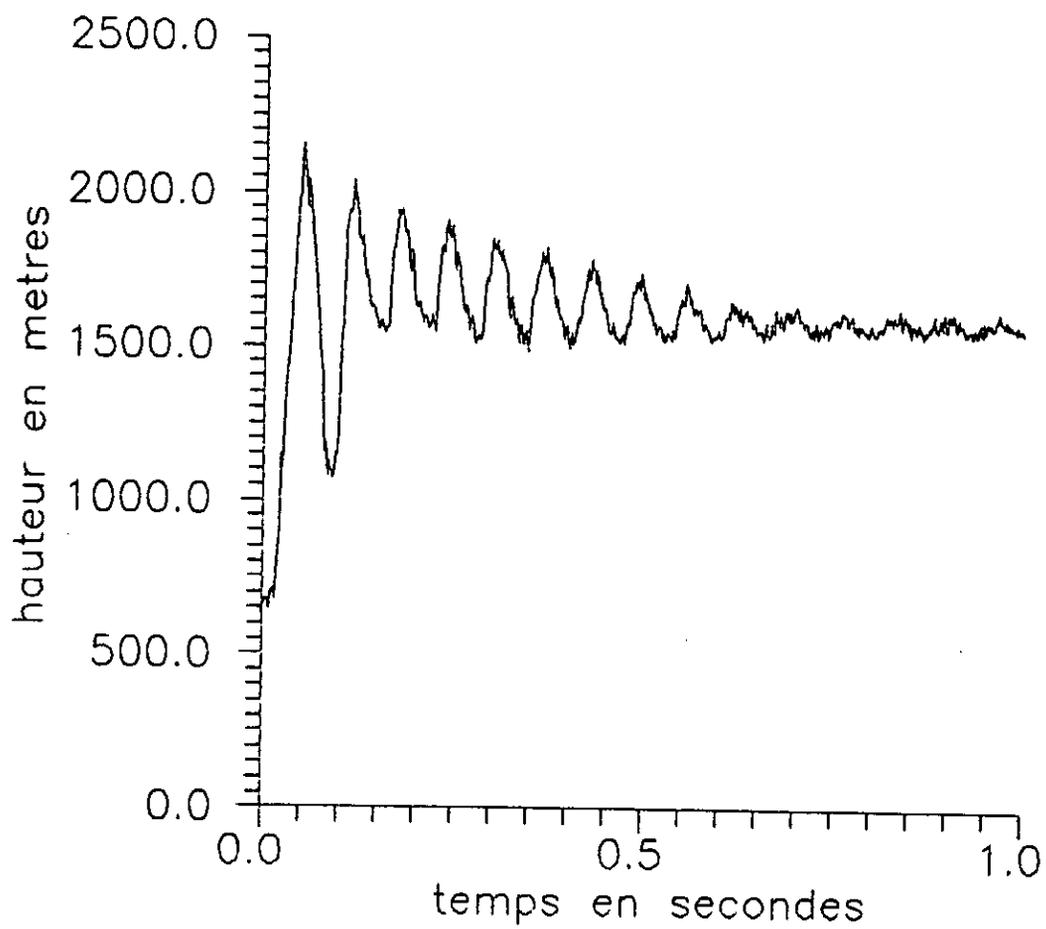


ORGANIGRAMME DE CALCUL POUR PHTD3

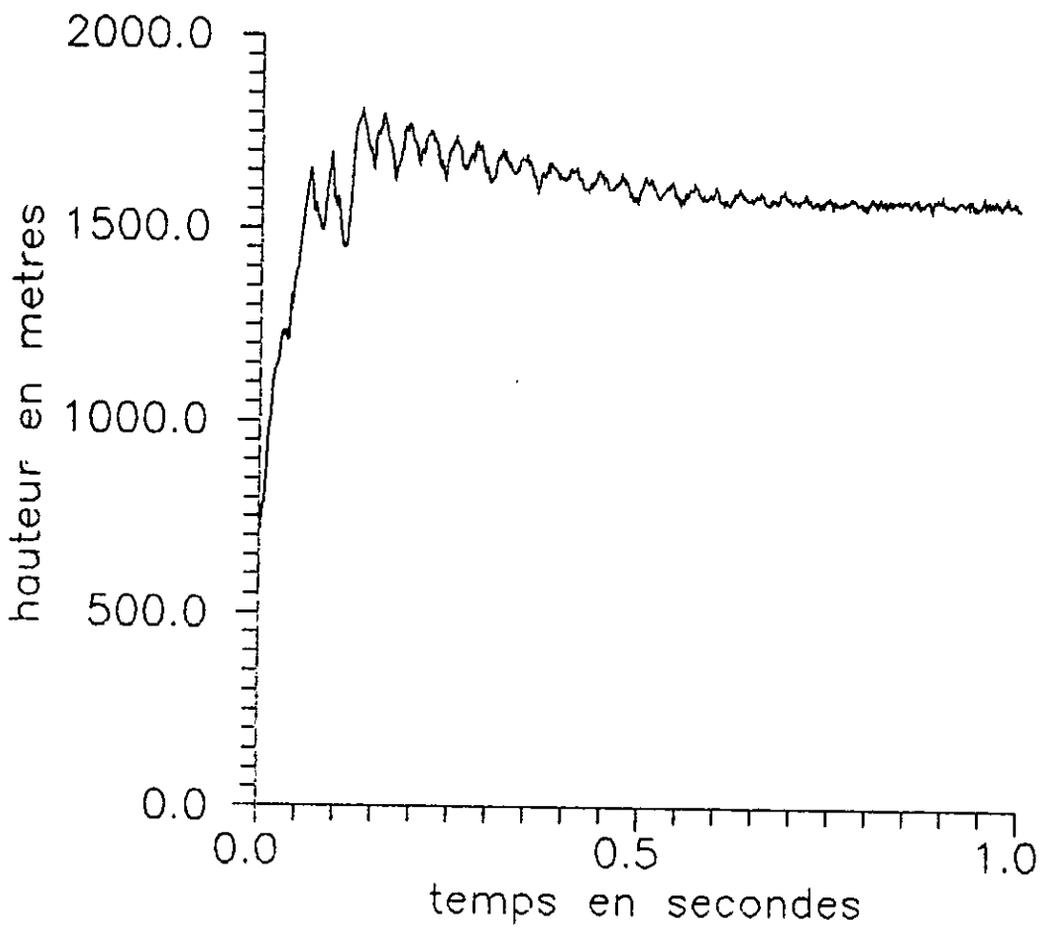




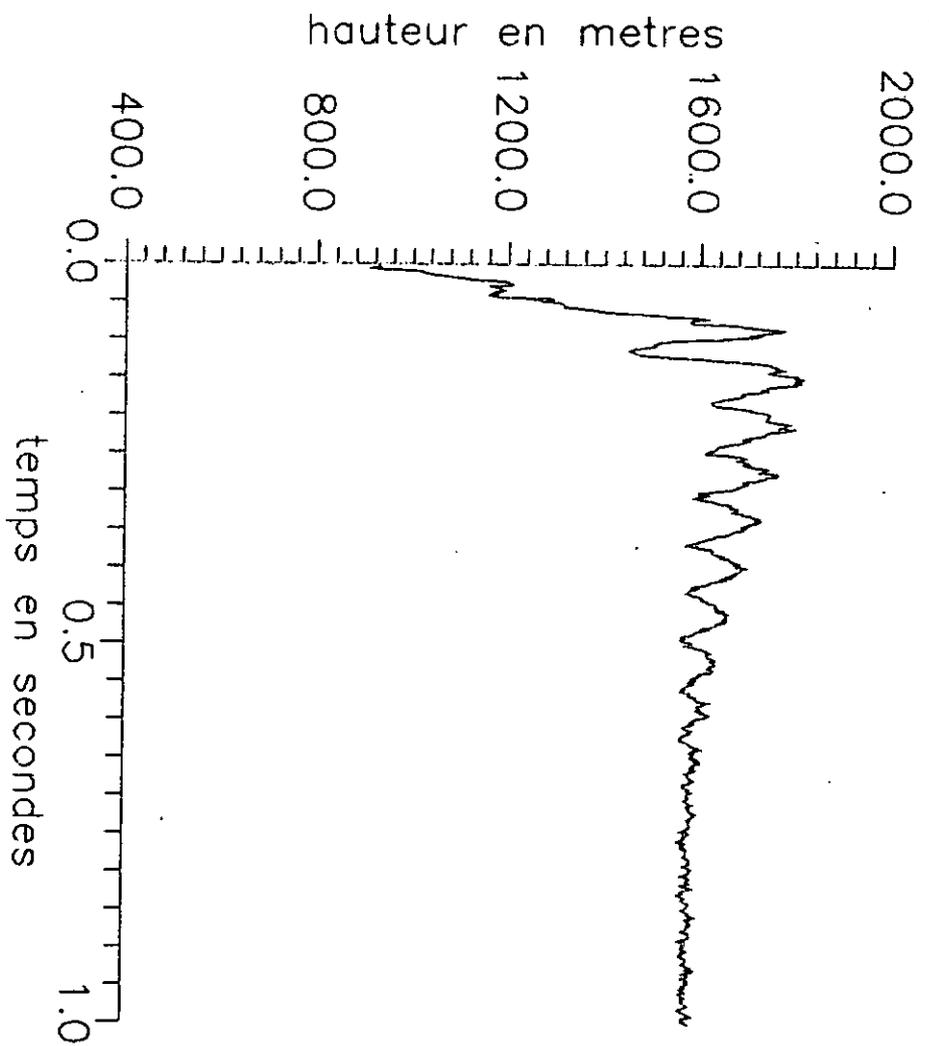
mode1 Tf=50 ms
hauteur en aval de SP3



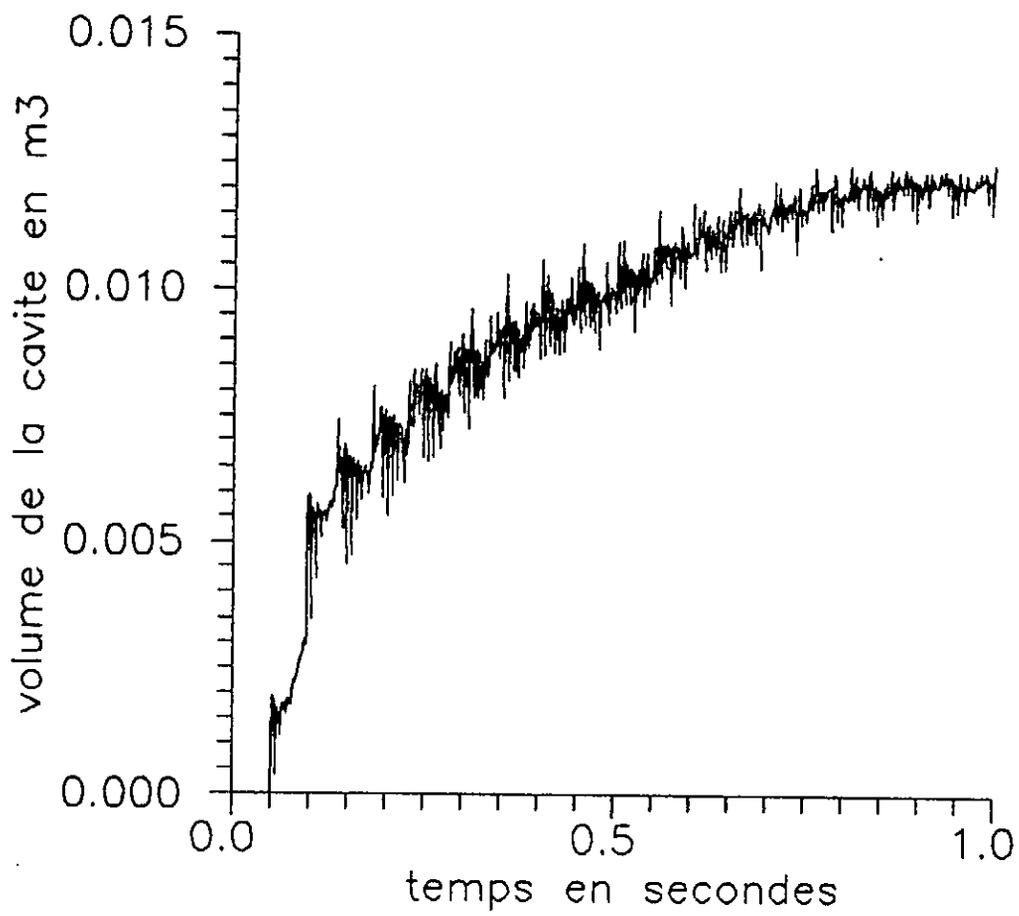
mode1 Tf=50 ms
hauteur en amont de la vanne 10



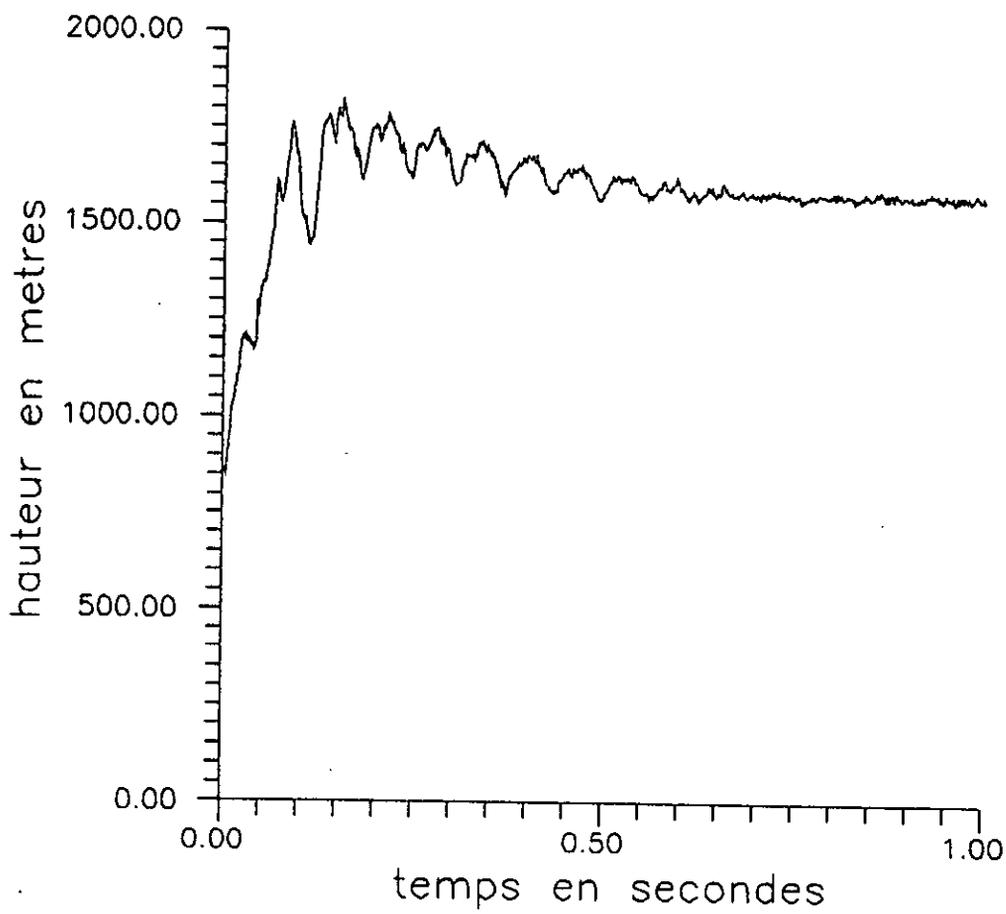
mode1 Tf=50 ms
hauteur en amont de la vanne de ligne



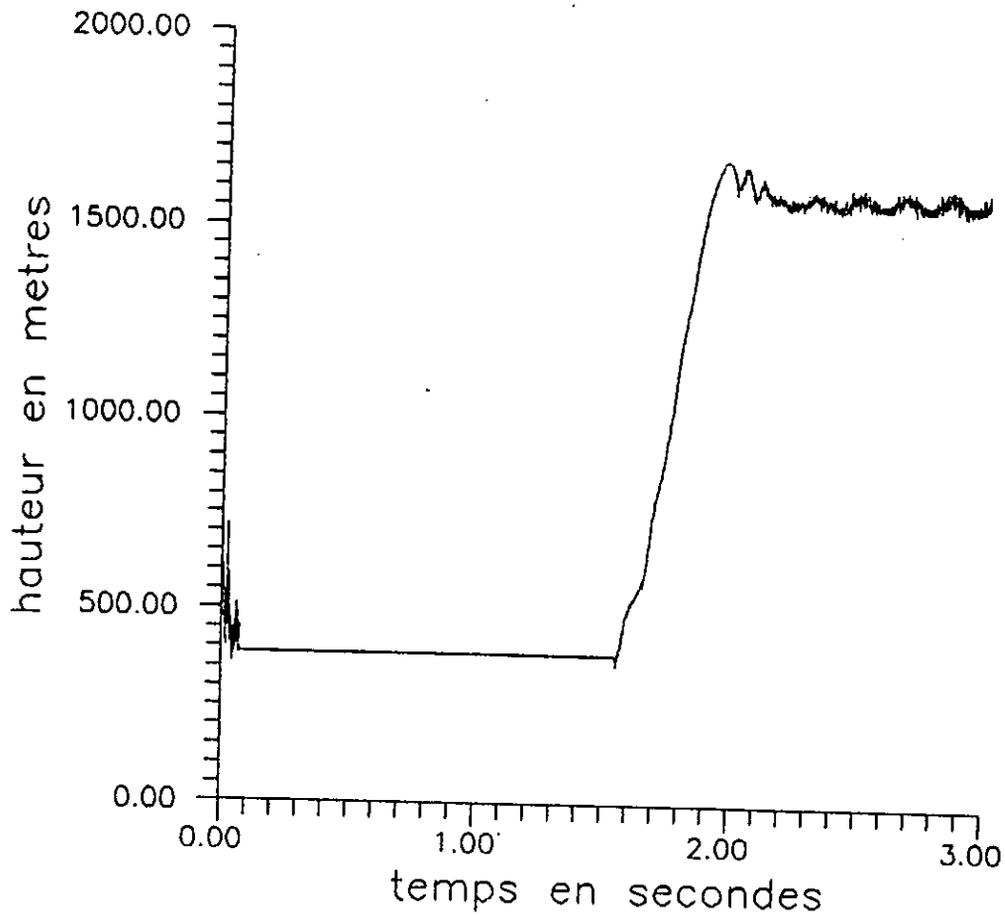
mode1 Tf=50 ms
hauteur au PK 554



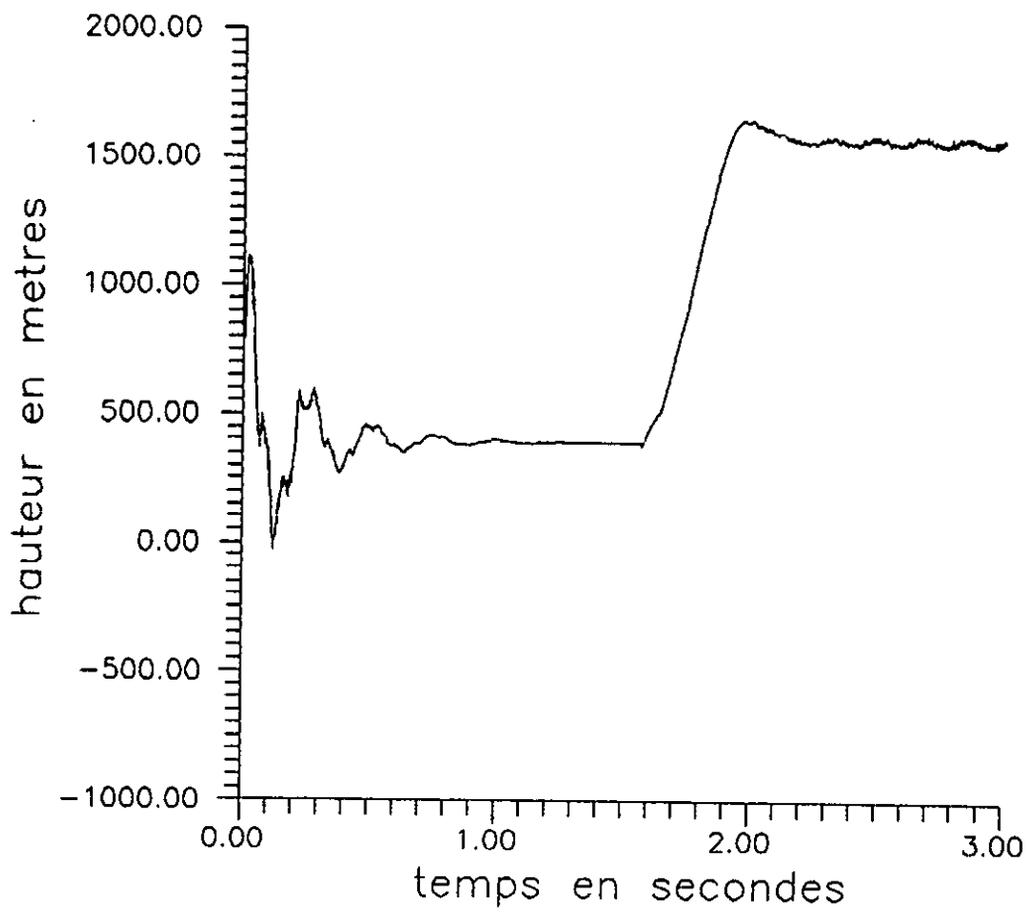
mode1 Tf=50 ms
volume de la cavite en aval de la vanne10



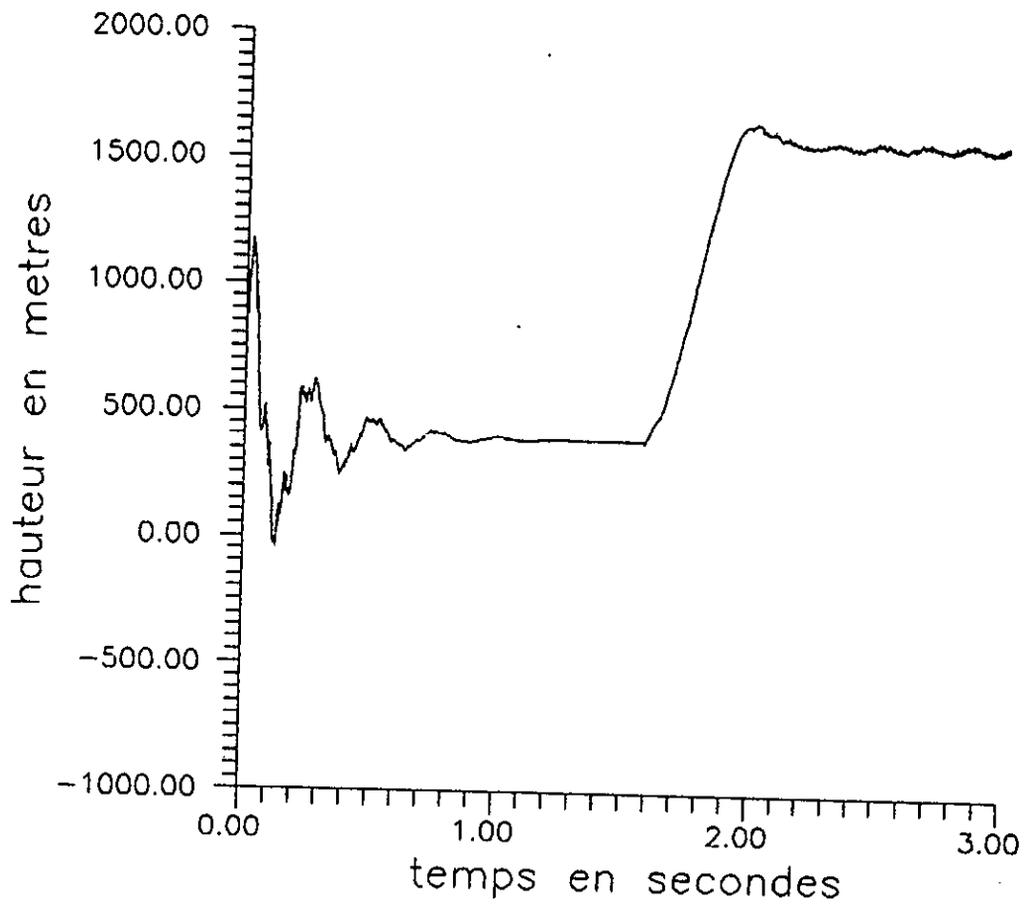
mode1 Tf=50 ms
hauteur au PK 559



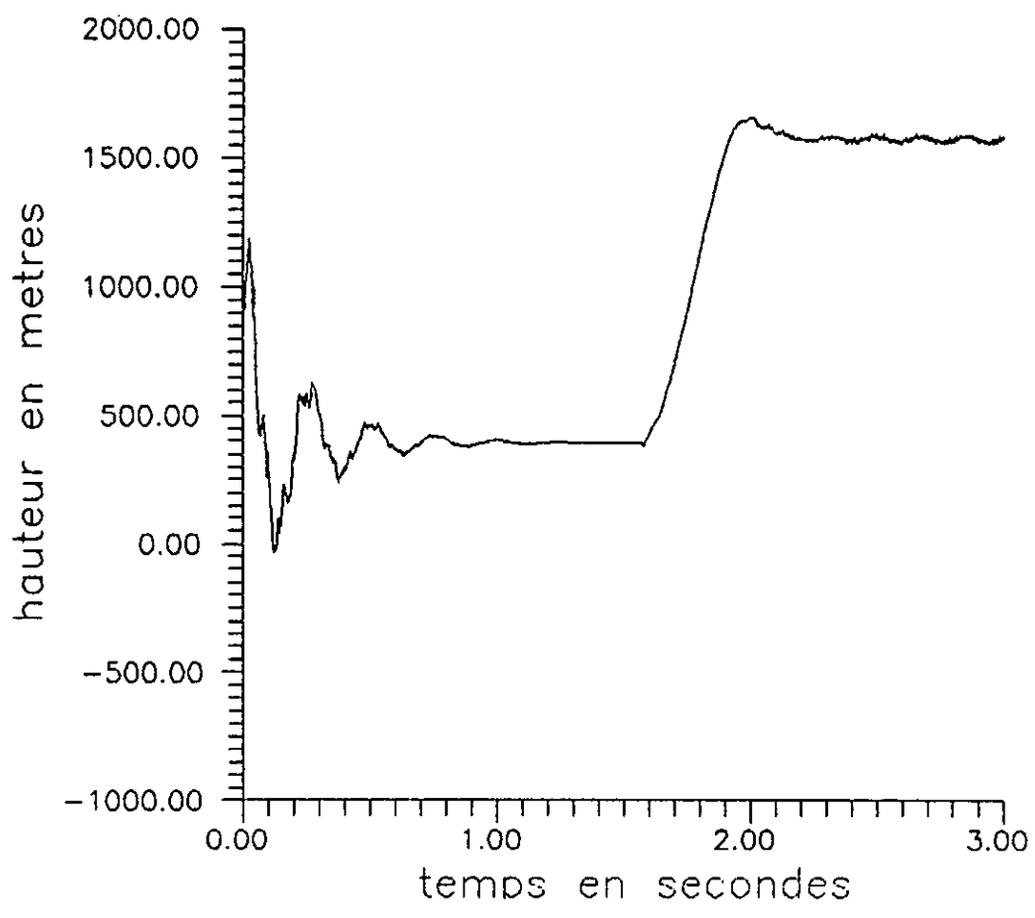
mode1 Tf=2.0s
hauteur en amont de la vanne 10



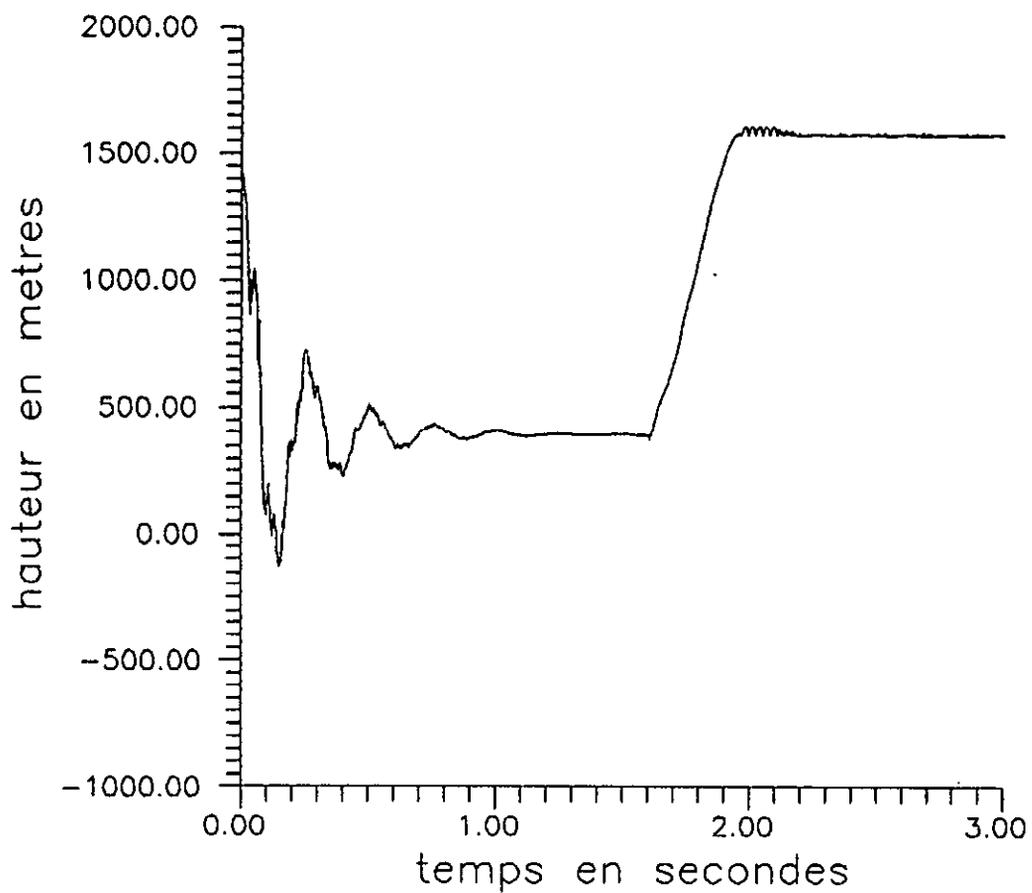
mode1 $T_f=2.0s$
hauteur en amont de la vanne de ligne



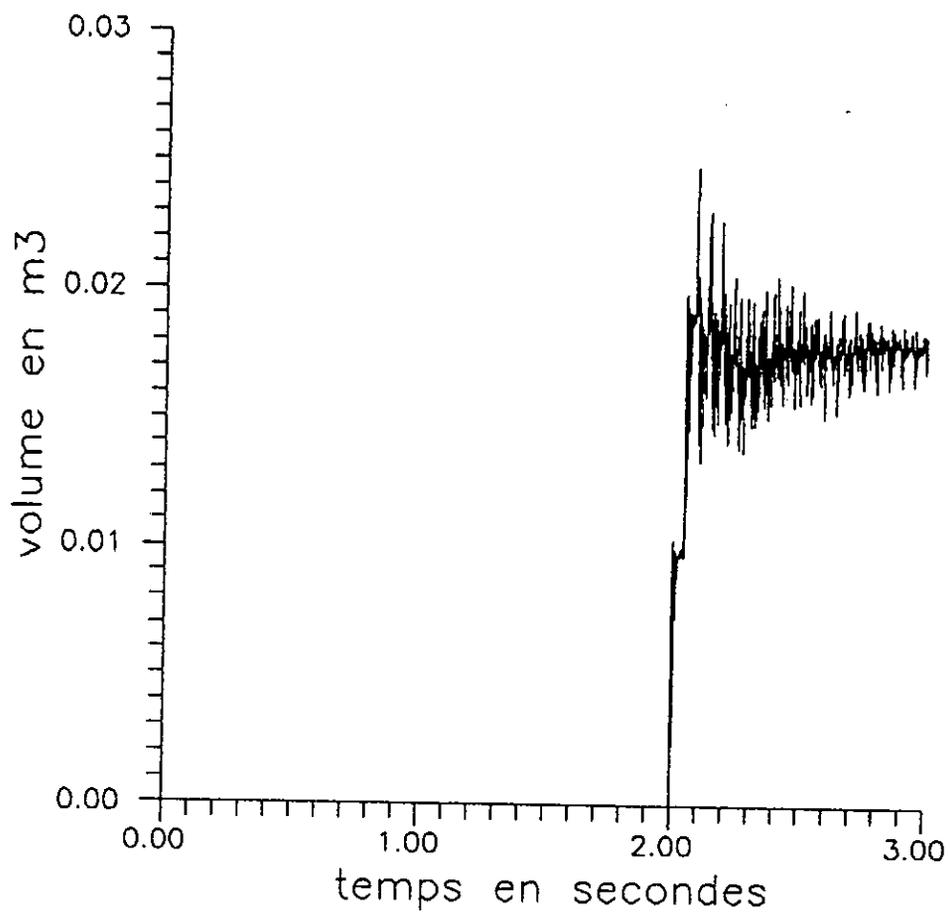
mode1 $T_f=2.0s$
hauteur au PK 559



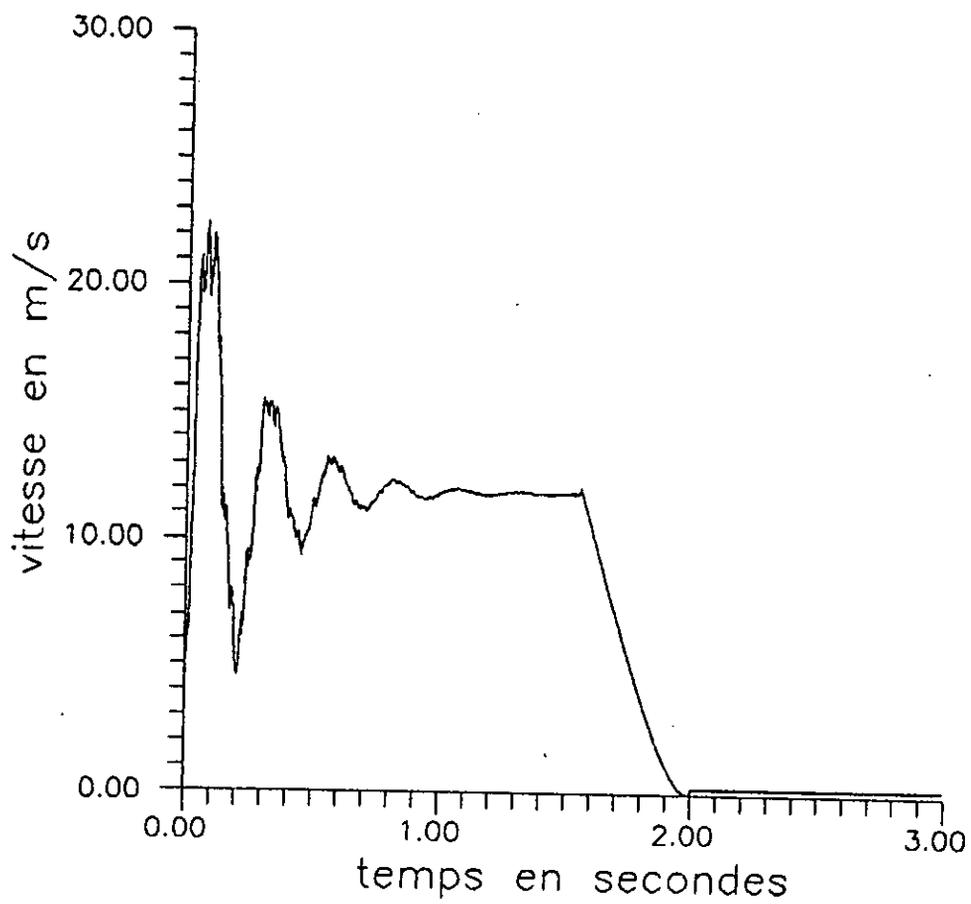
mode1 Tf=2.0s
hauteur au PK 554



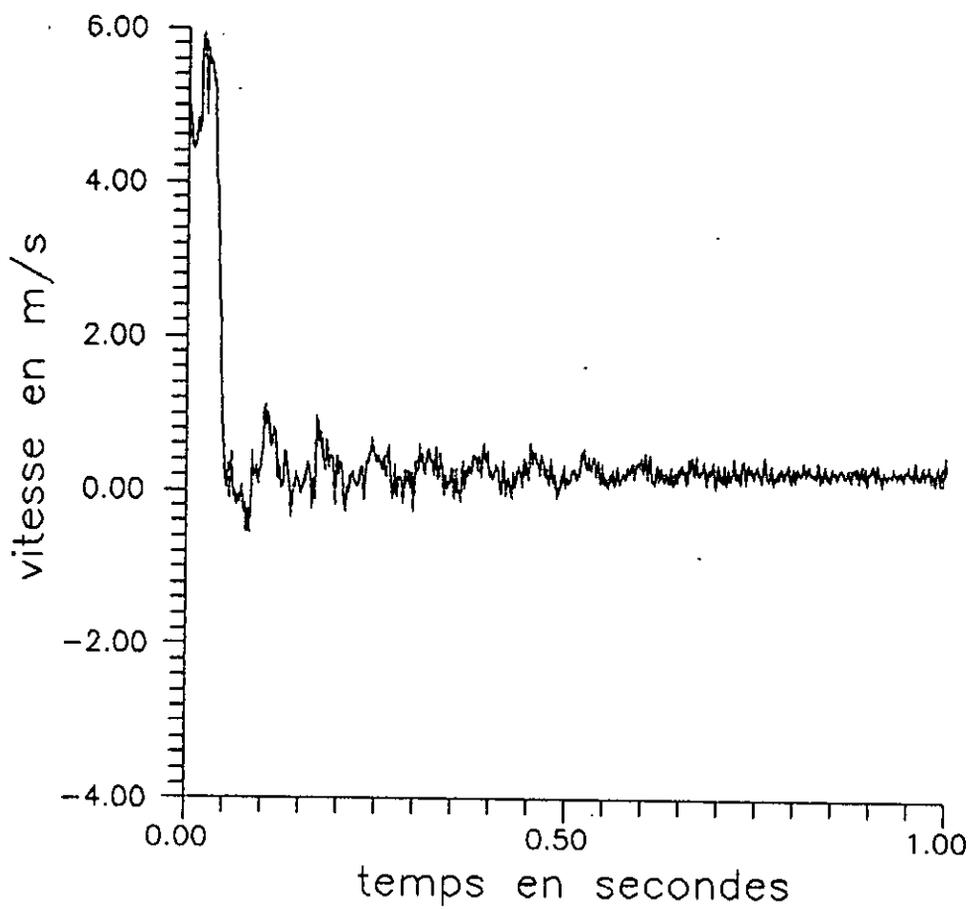
mode1 $T_f=2.0s$
hauteur a la sortie de SP3



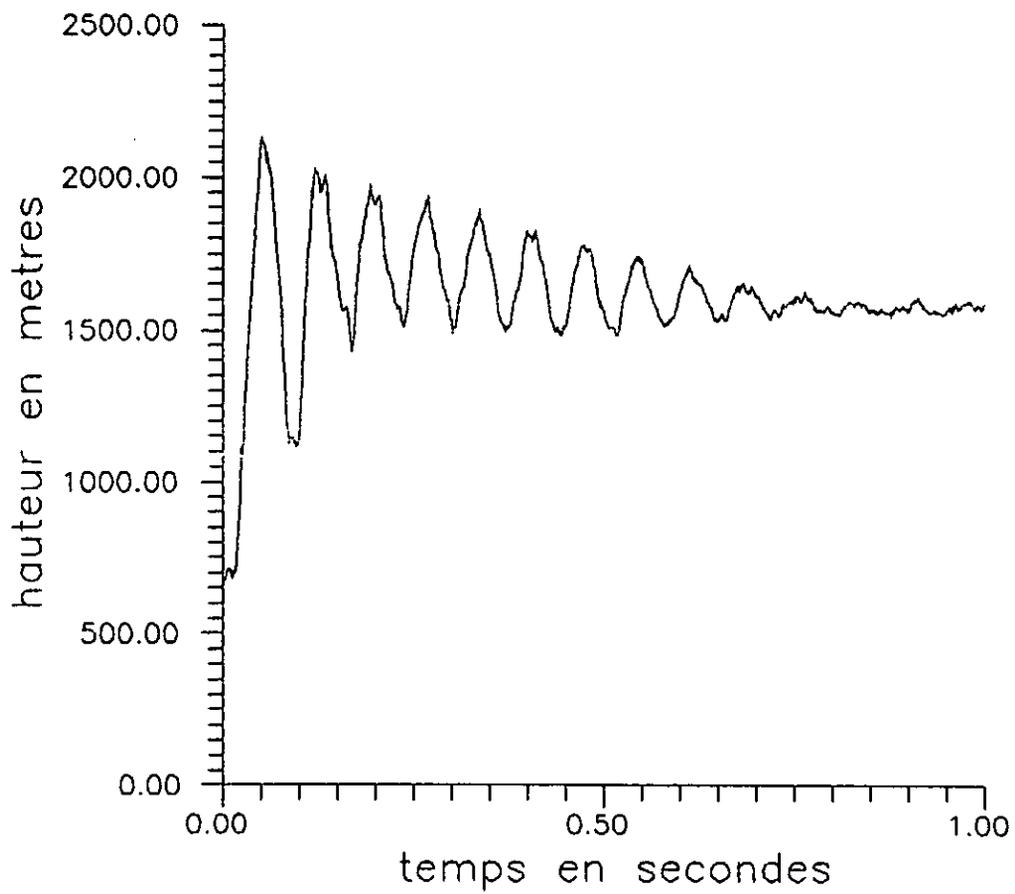
mode1 $T_f=2.0s$
volume de la cavite en aval de la vanne 10



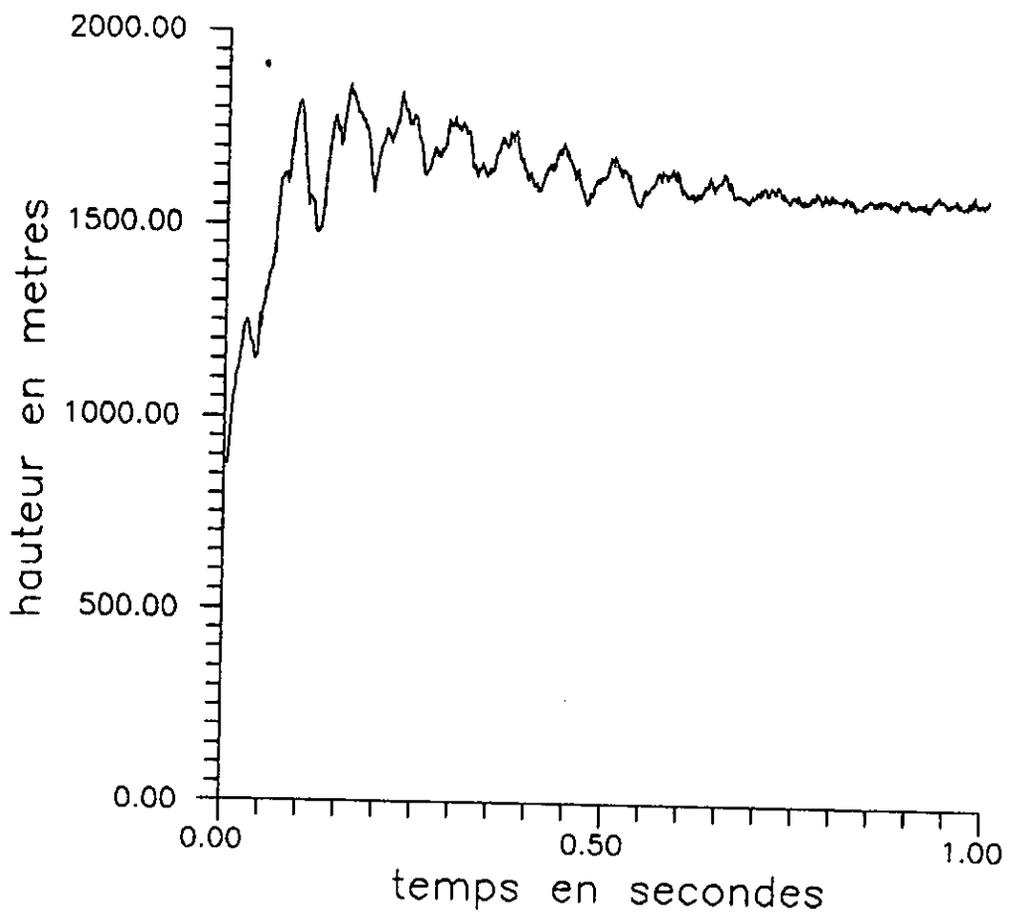
mode1 $T_f=2.0s$
vitesse en amont de la vanne 10



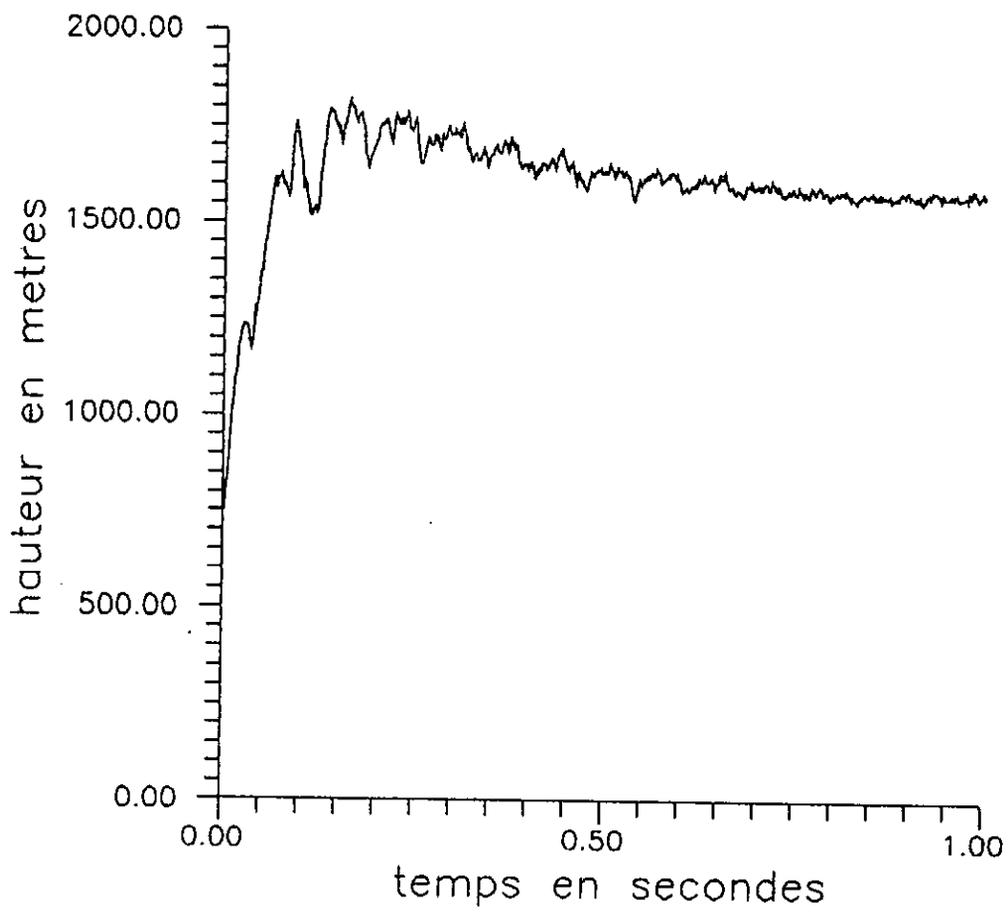
mode2 Tf=50 ms
vitesse d'écoulement en amont de la vanne 10



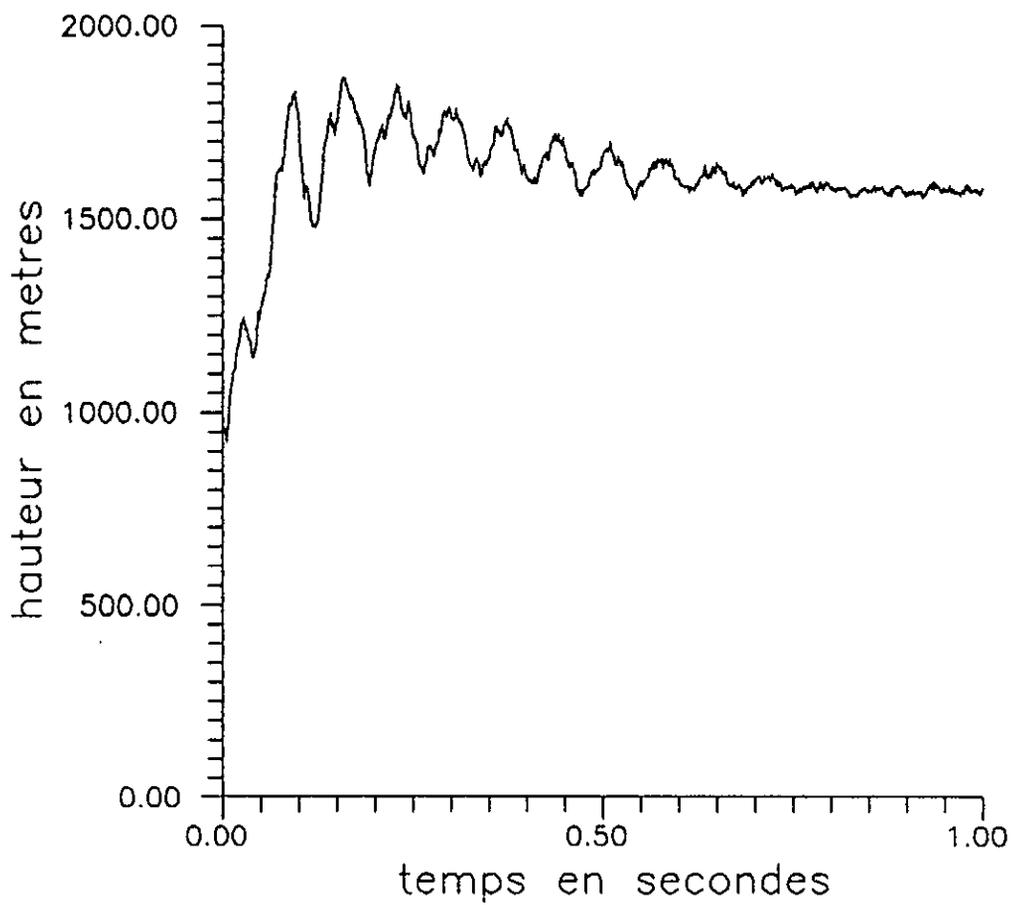
mode2 Tf=50 ms
hauteur en amont de la vanne 10



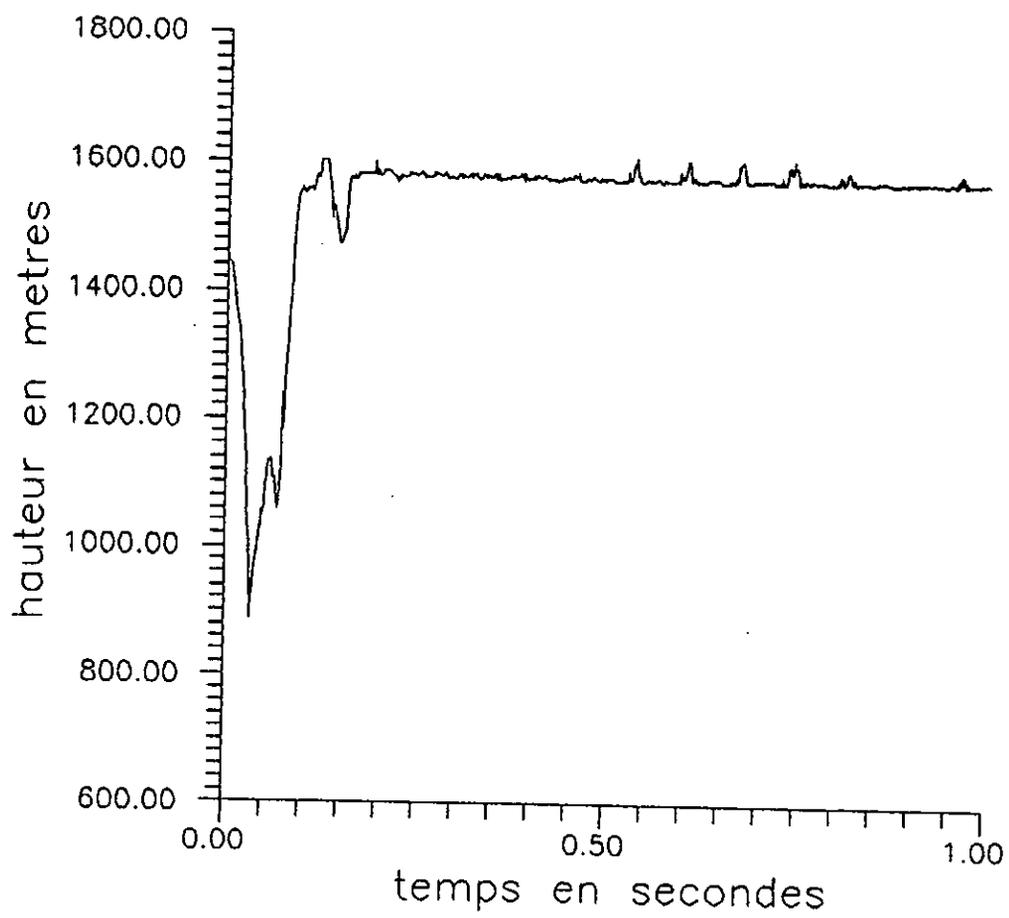
mode2 Tf=50 ms
hauteur au PK 559



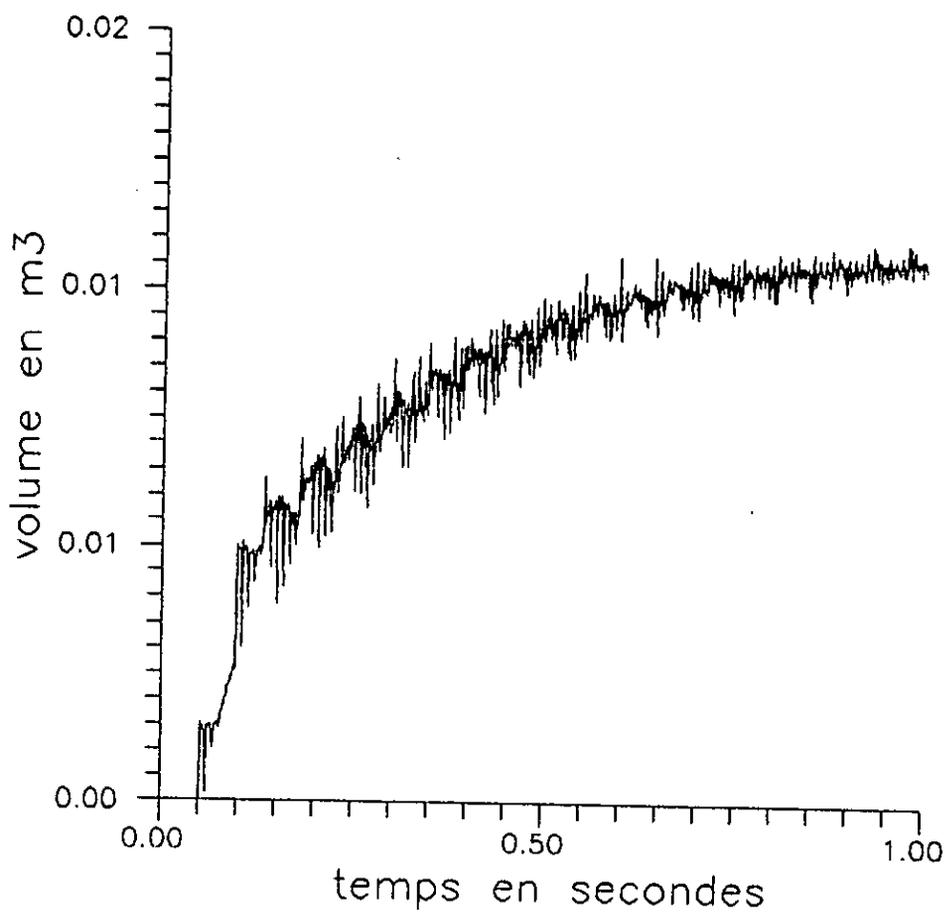
mode2 $T_f=50$ ms
hauteur en amont de la vanne de ligne



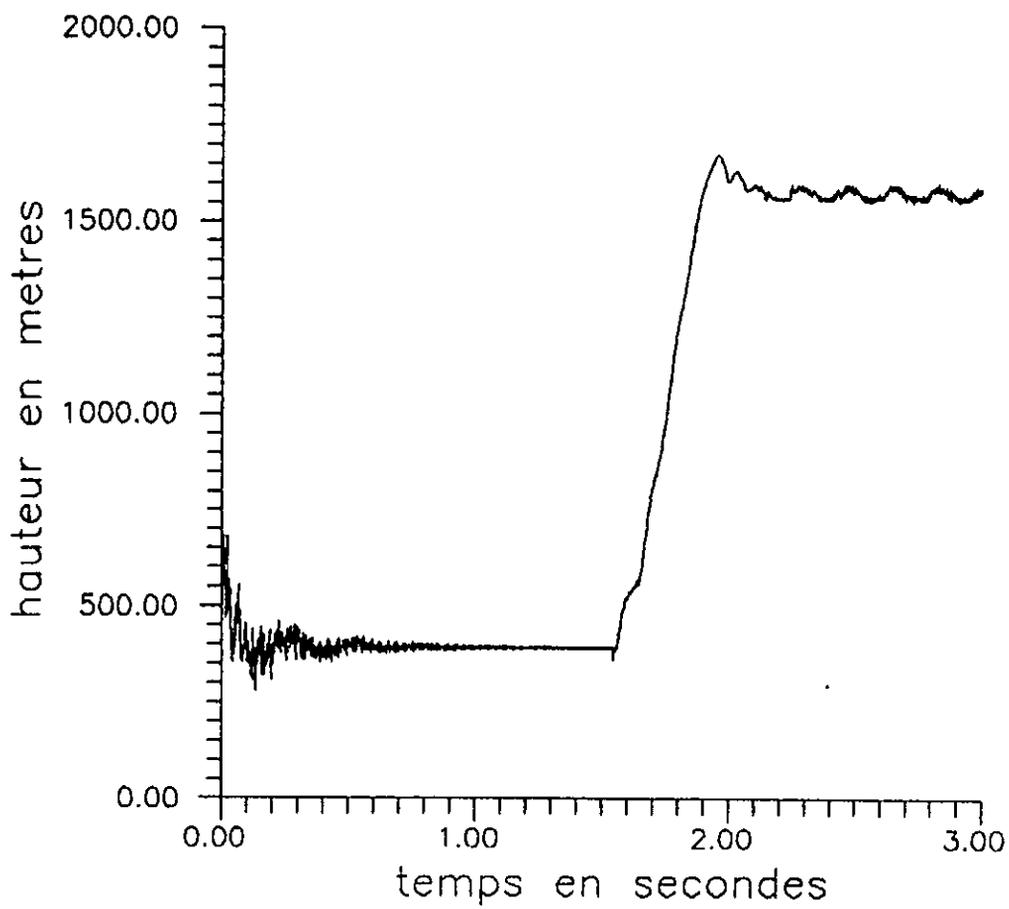
mode2 Tf=50 ms
hauteur au PK 554



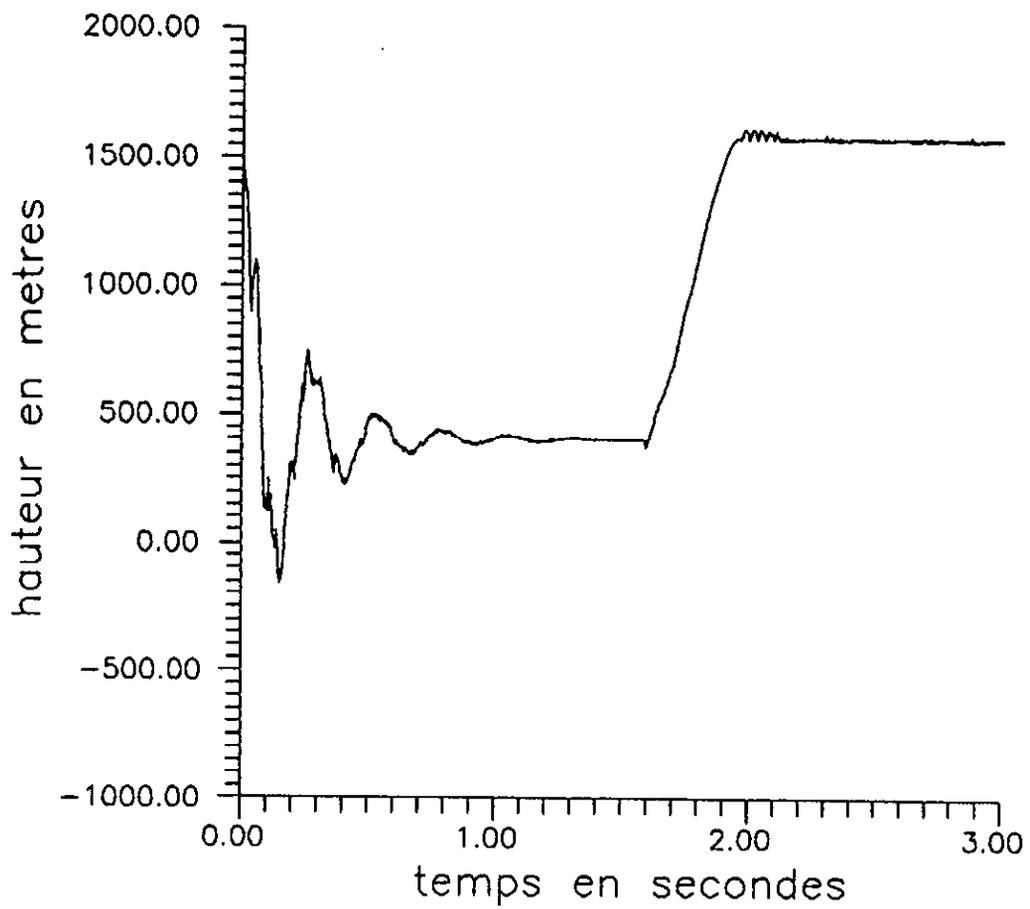
mode2 Tf=50 ms
hauteur a la sortie de SP3



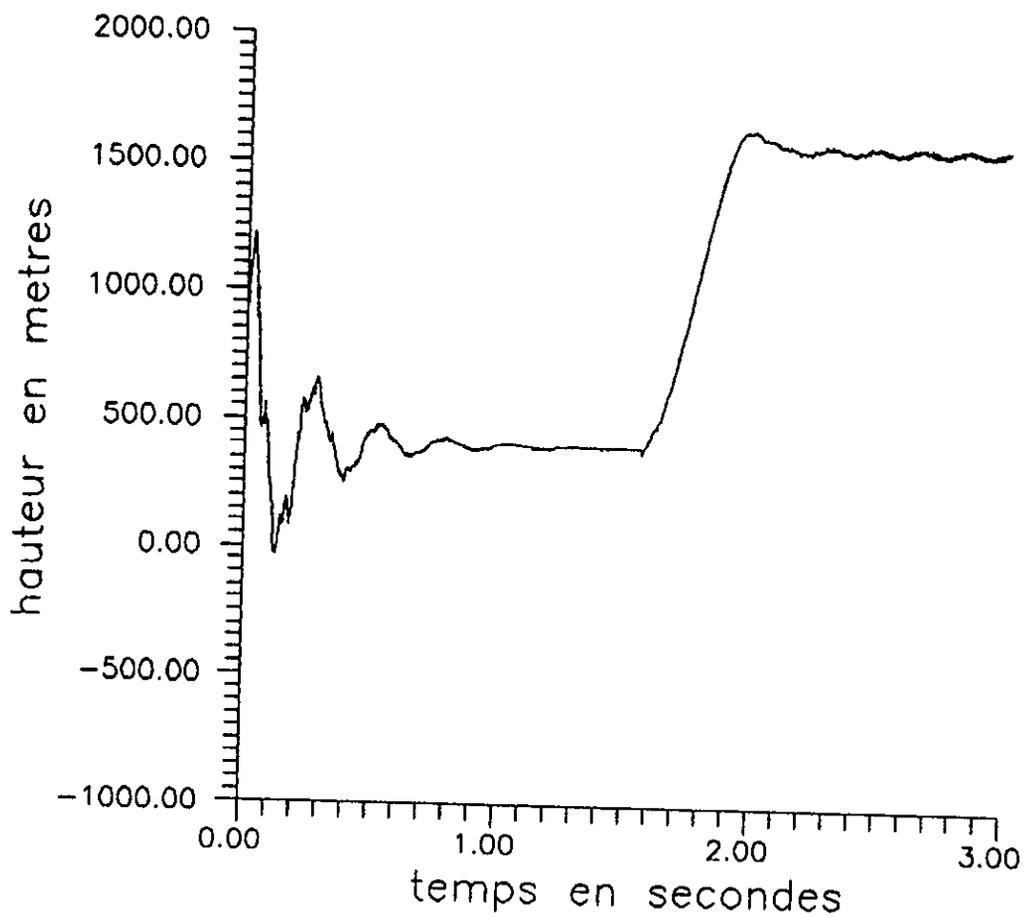
mode2 Tf=50 ms
volume de la cavite en aval de la vanne 10



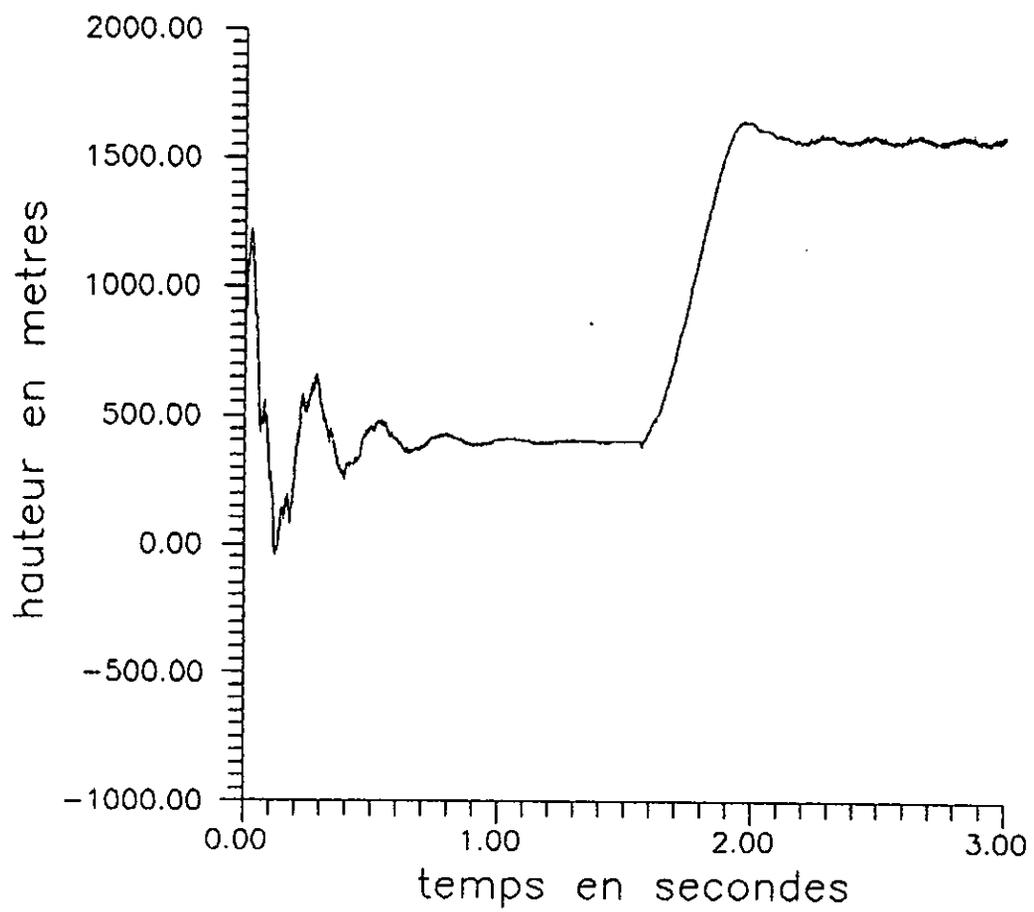
mode2 Tf=2.0 s
hauteur en amont de la vanne 10



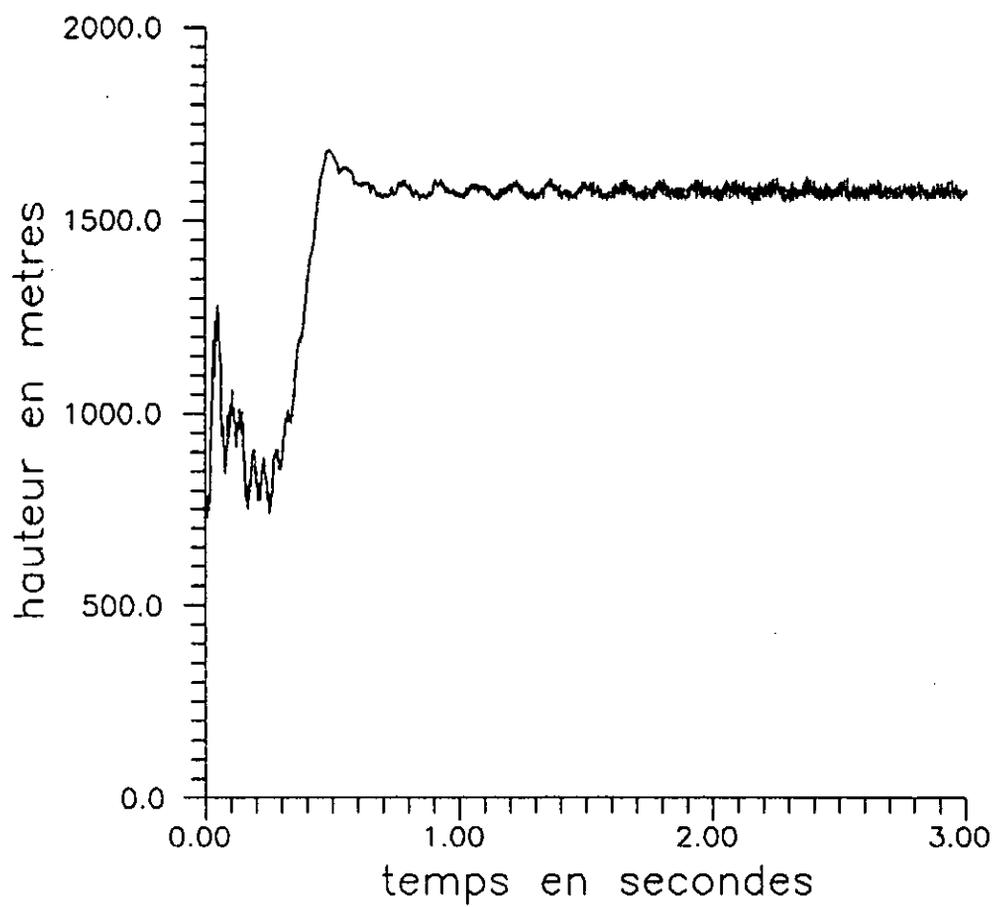
mode2 Tf=2.0 s
hauteur a la sortie de SP3



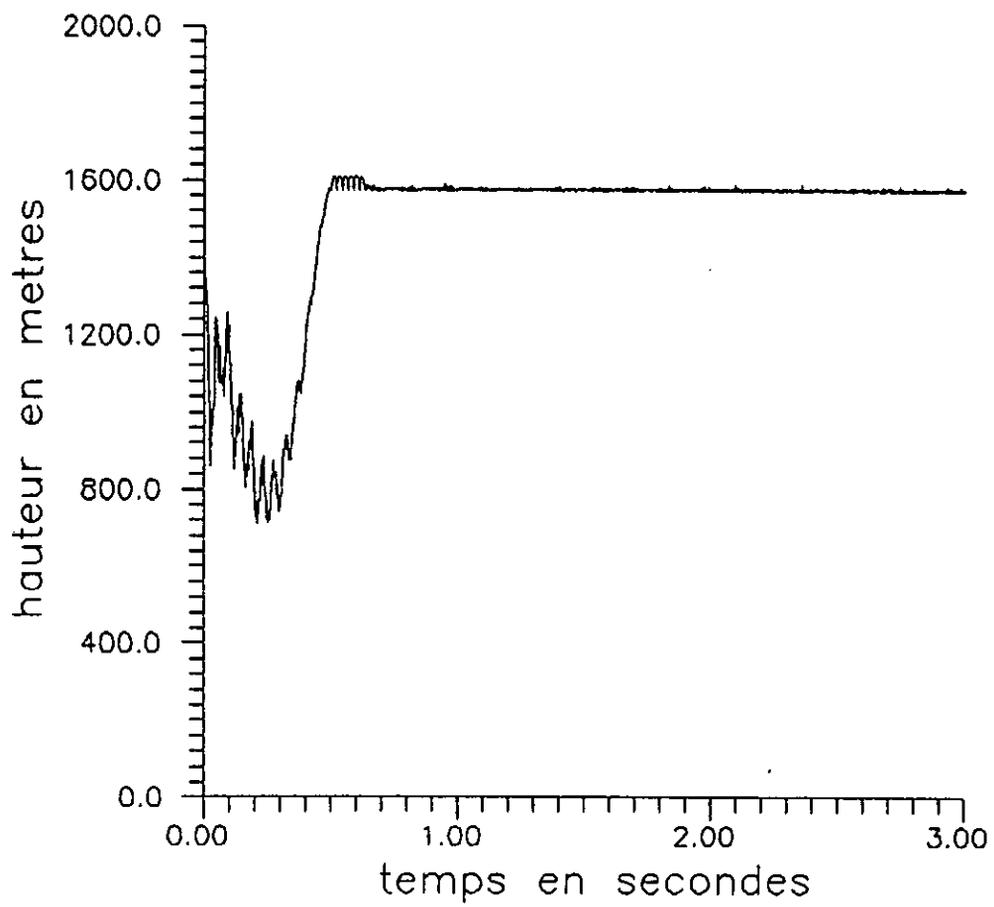
mode2 $T_f=2.0$ s
hauteur au PK 554



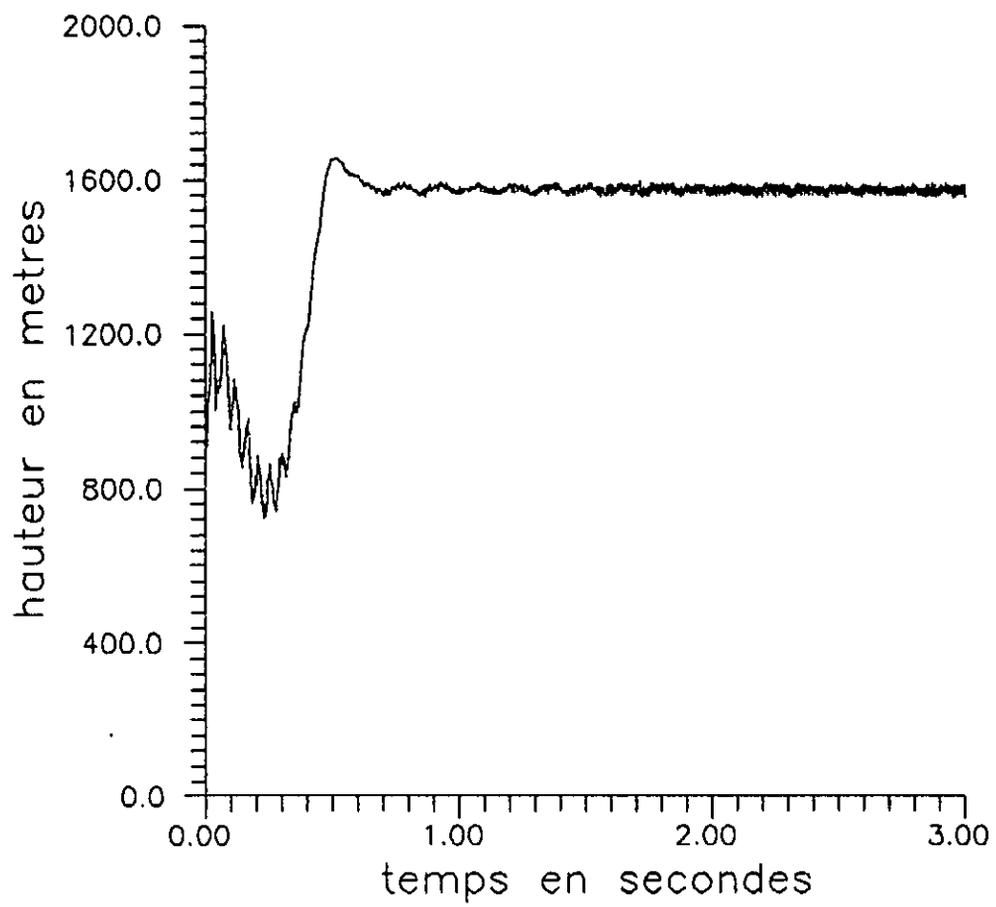
mode2 Tf=2.0 s
hauteur au PK 559.0



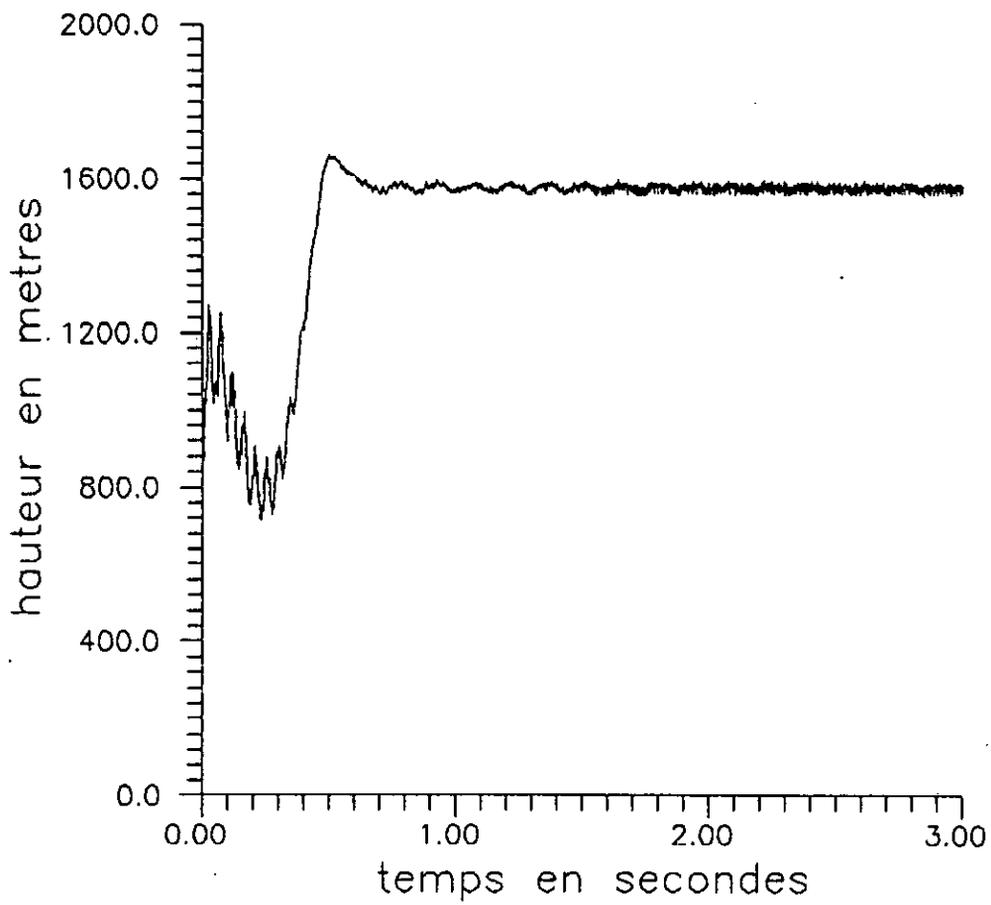
mode3 Tf=500 ms
hauteur en amont de la vanne 10



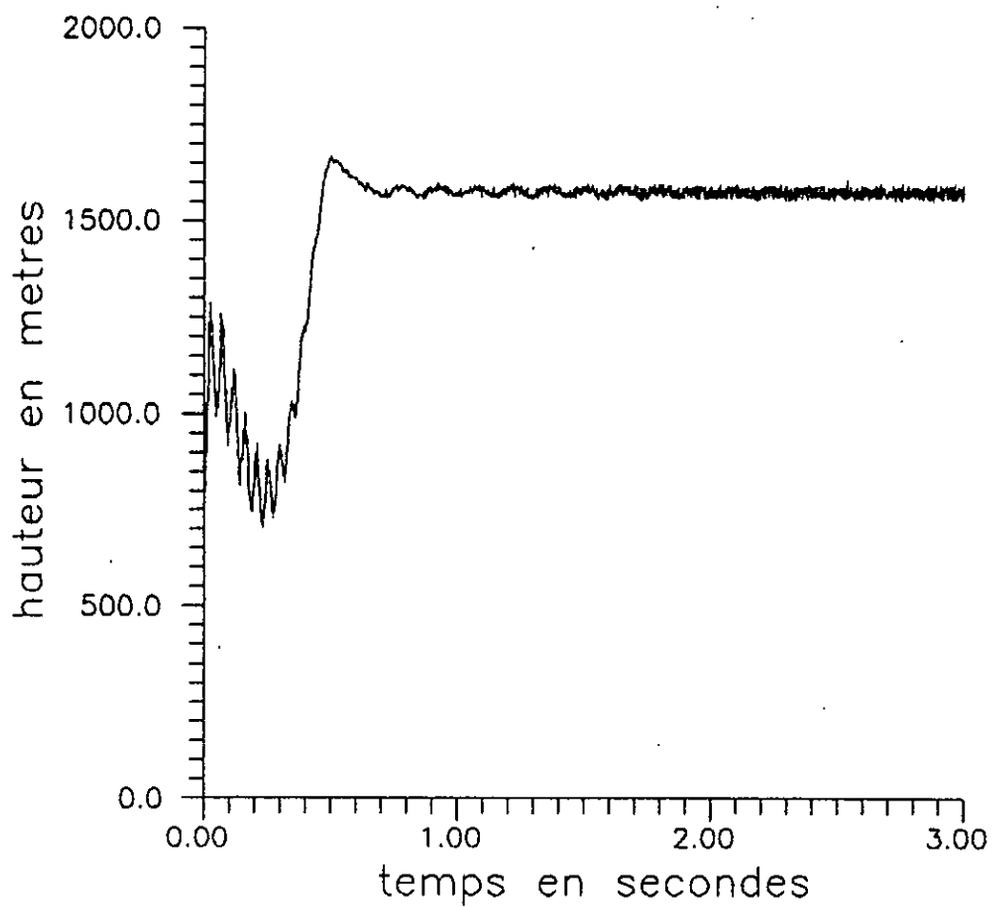
mode3 Tf=500 ms
hauteur a la sortie station



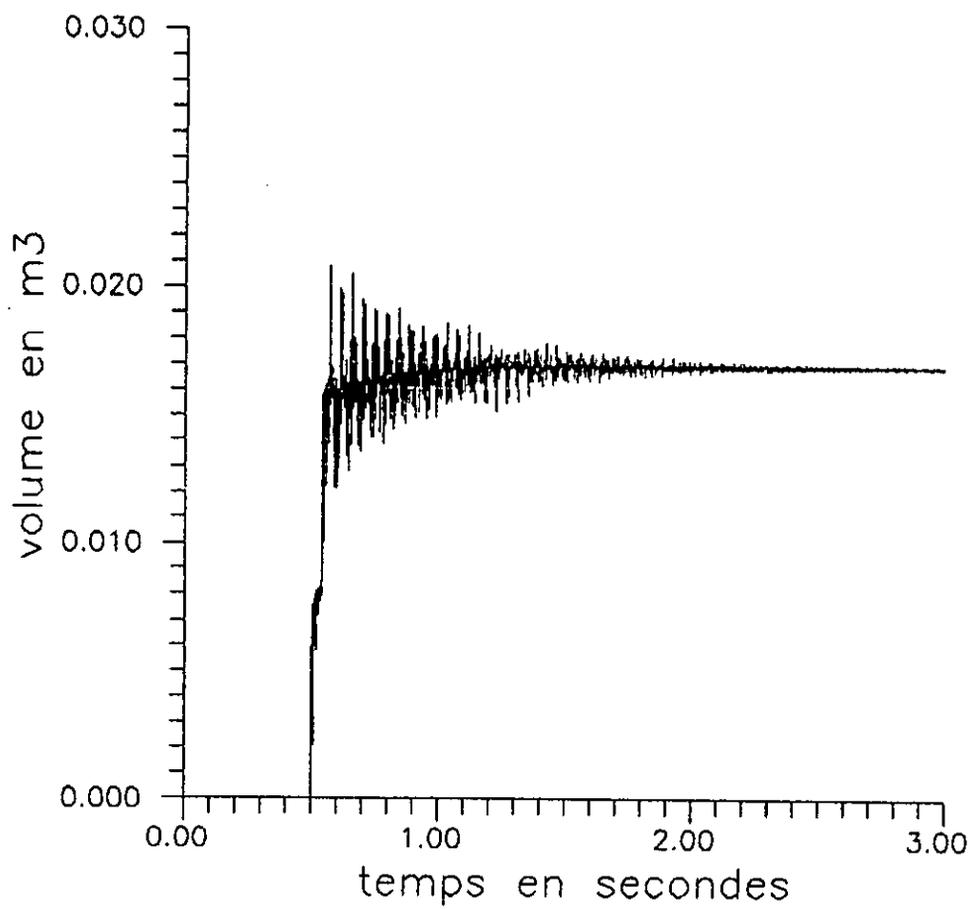
mode3 Tf=500 ms
hauteur au PK 554



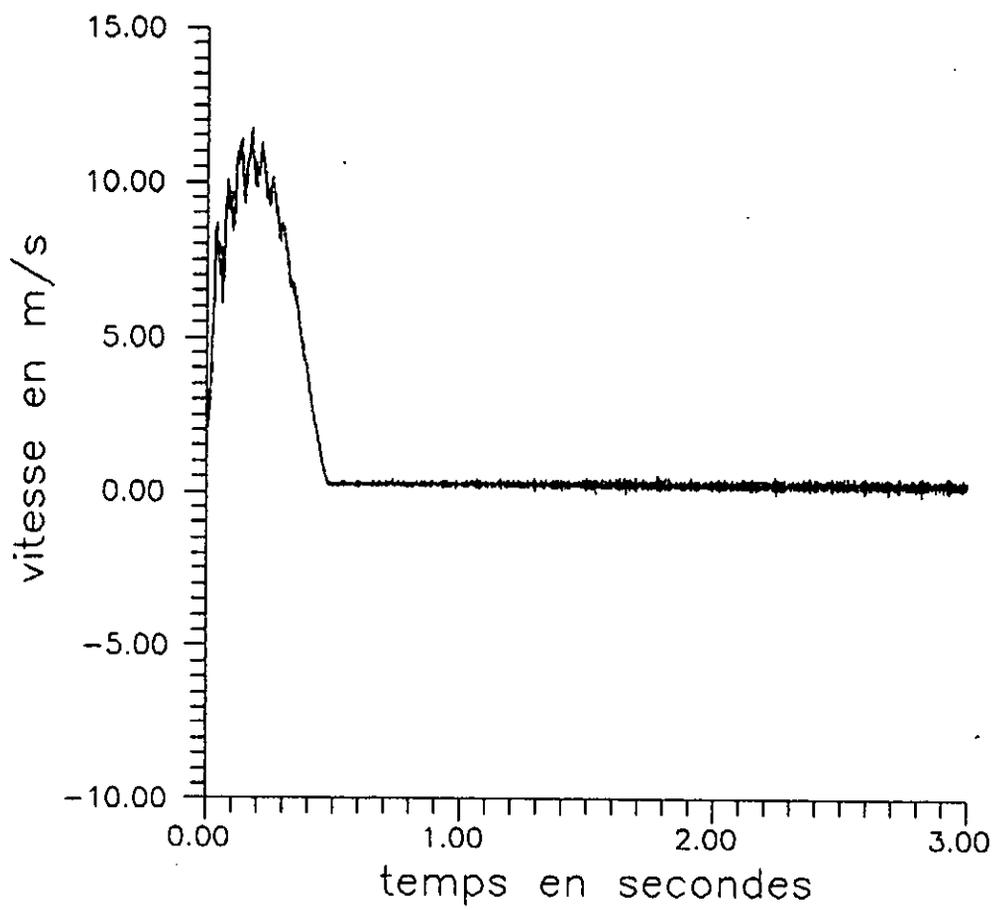
mode3 Tf=500 ms
hauteur au PK 559



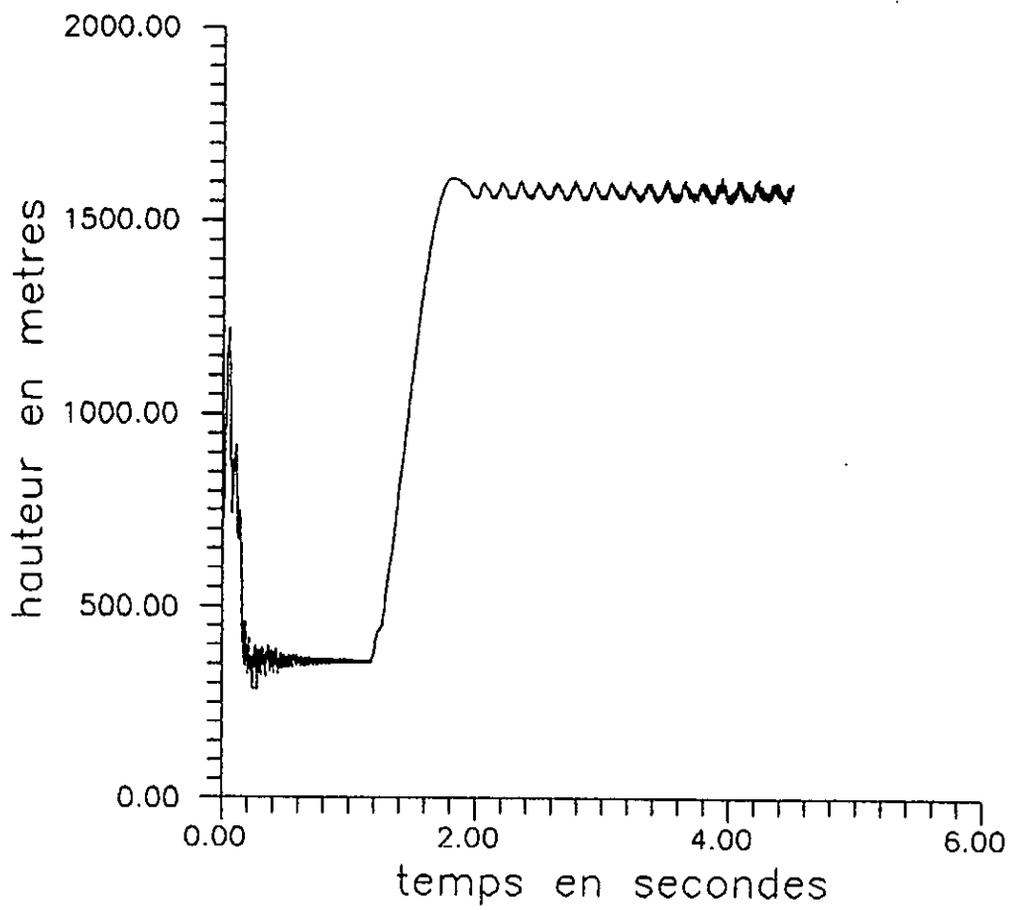
mode3 Tf=500 ms
hauteur en amont de la vanne de ligne



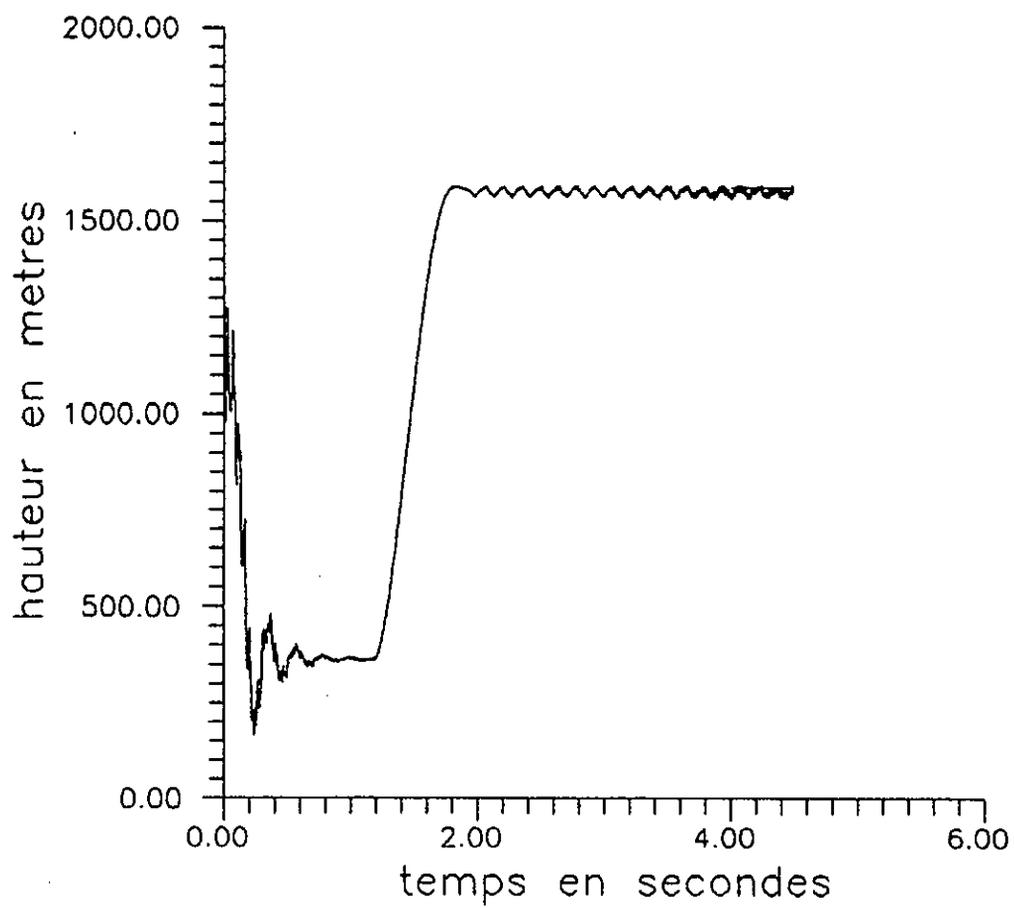
mode3 Tf=500 ms
volume de la cavite en aval de la vanne10



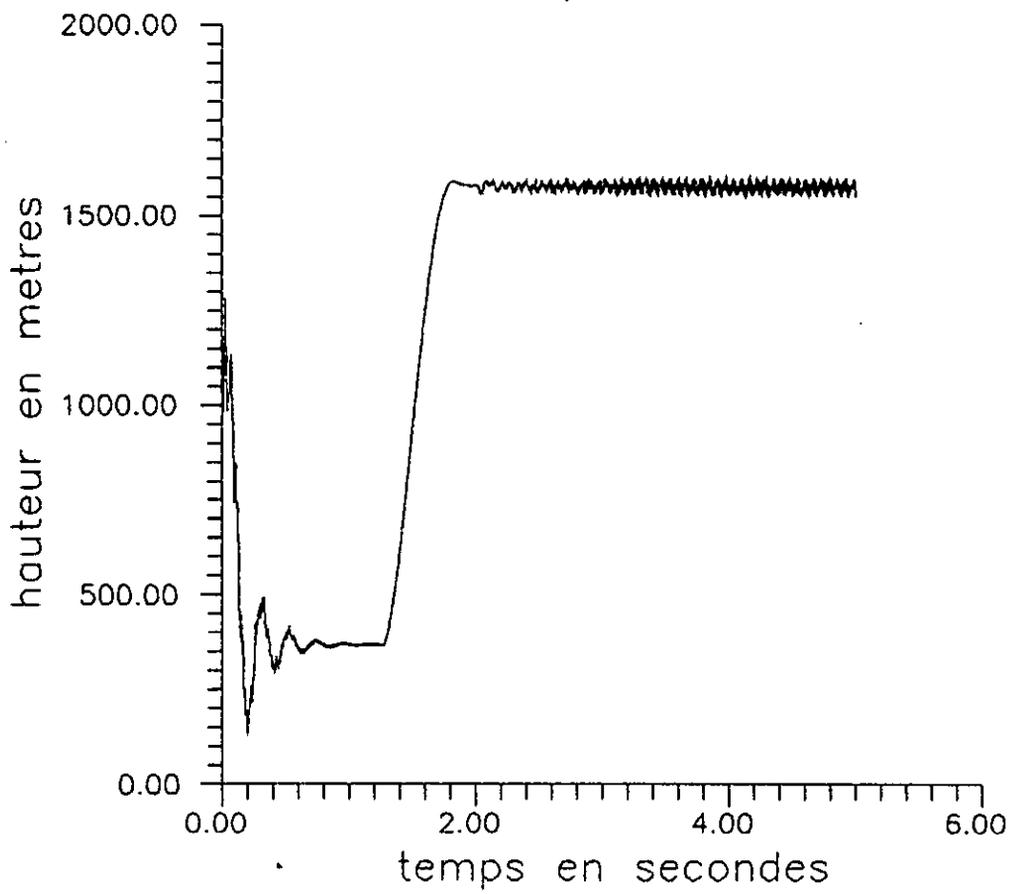
mode3 Tf=500 ms
vitesse d'écoulement en amont de la vanne 10



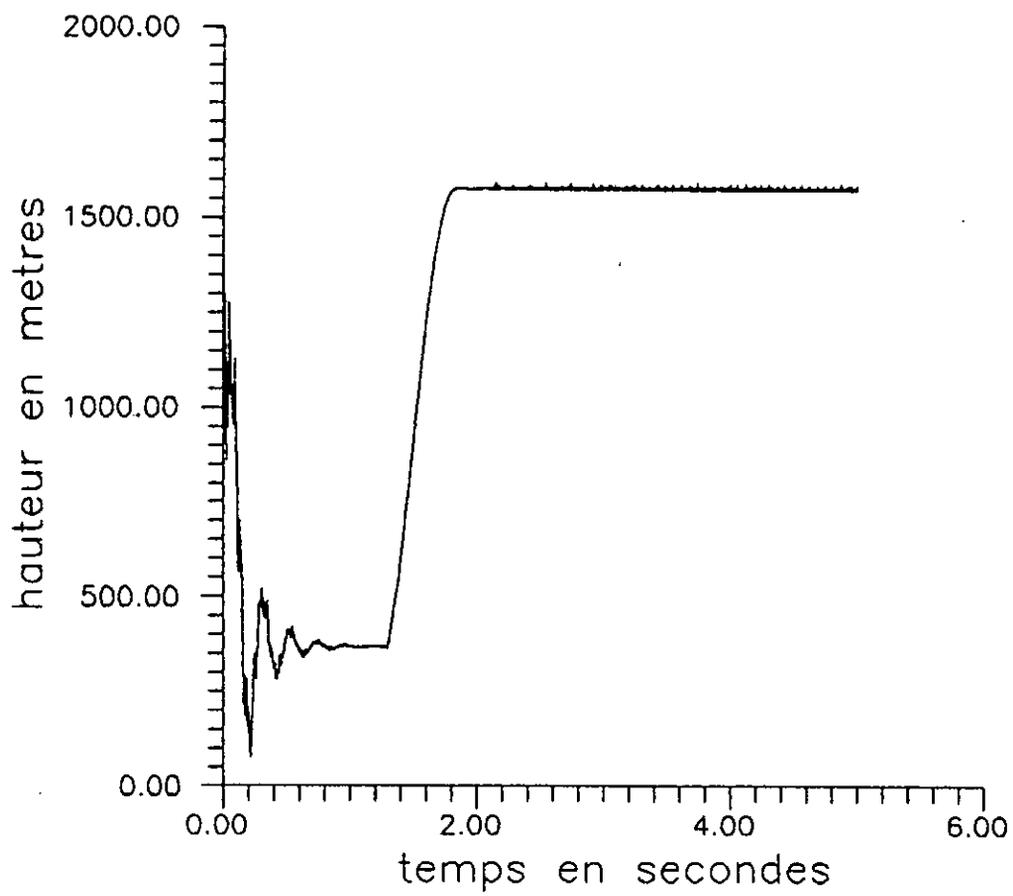
mode3 Tf=2.0 s
hauteur en amont de la vanne 10



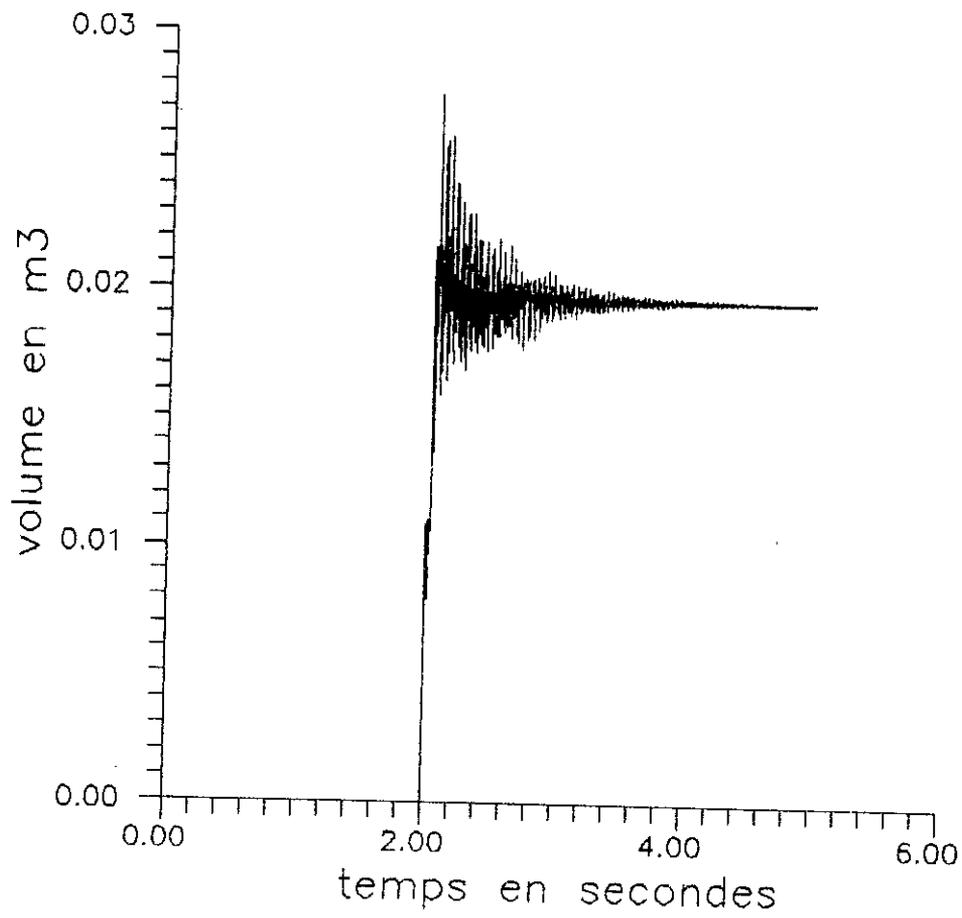
mode3 Tf=2.0 s
hauteur au PK 559



mode3 Tf=2.0 s
hauteur au PK 554



mode 3 $T_f=2.0$ s
hauteur a la sortie station



mode3 $T_f=2.0s$
volume de la cavite en aval de la vanne 10

5-6 INTERPRETATION DES RESULTATS :

5-6-1 CALCUL DES PRESSIONS AUX POINTS ETUDIES :

a- En amont de la vanne de ligne (vs 9p 007) :

* Pression d'utilisation des tubes (pu): $pu = 55 \text{ kg/cm}^2 = 53.95 \text{ bar}$

- En modes 1 et 3 (condensât):

-une charge piézométrique (cp) de 1116.0 m.

- En mode 2 (pétrole brut) :

- une (cp) de 1046.86 m.

* Pression d'essai en usine : (pe) $pe = 100pu / 86.1 = 63.88 \text{ kg/cm}^2 = 62.66 \text{ bar}$

-En mode 1 et 3 : 882.68 m.

- En mode 2 cp = 802.41 m.

* Limite élastique : $\sigma_l = R.P_l / e$ et $P_l = 100.P_e / 90 = 70.97 \text{ kg/cm}^2 = 69.62 \text{ bar}$.

-En modes 1 et 3 : 980.76 m

- En mode 2 : 891.6 m

b- Au pk 554 :

*Pression d'utilisation Pu : $Pu = 48.0 \text{ kg/cm}^2 = 47.08 \text{ bar}$.

- En mode 1 et 3 : 663.25 m

- En mode 2 : 602.93 m

* Pression d'essai en usine $Pe = 100.Pu/86.1 = 55.74 \text{ kg/cm}^2 = 54.689 \text{ bar}$.

- En modes 1 et 3 : 770.33 m

- En mode 2 : 700.16 m

* Limite élastique $sl = R.P_l / e$: $P_l = 100.P_e / 90 = 61.93 \text{ kg/cm}^2 = 60.75 \text{ bar}$.

- En modes 1 et 3 : 855.78 m

- En mode 2 : 777.95 m

c- Au pk 559 :

*Pression d'utilisation Pu : $Pu = 44.0 \text{ kg/cm}^2 = 607.98 \text{ m} = 43.16 \text{ bar}$.

- En mode 1 et 3 : 607.98 m

- En mode 2 : 552.69 m

* Pression d'essai en usine $Pe = 100.Pu/86.1 = 51.10 \text{ kg/cm}^2 = 50.13 \text{ bar}$.

- En modes 1 et 3 : 706.14 m.

- En mode 2 : 641.92 m

* Limite élastique $sl = R.P_l / e$: $P_l = 100.P_e / 90 = 56.78 \text{ kg/cm}^2 = 55.70 \text{ bar}$

- En modes 1 et 3 : 784.6 m

- En mode 2 : 713.24 m.

d- Le pk 486,589 et au niveau du réseau de (SPD):

les conduites en ces points sont constituées par un acier spécial de très grande résistance à cause de la présence de stations de pompage dont la pression au refoulement peut arriver jusqu'à 1000 m de pétrole brut, bien que sur le profil en long les pressions de service ne sont pas scématisées, les résultats du calcul des surpressions en ces points ne seront pas discutés, cela peut être fait plus tard par la structure intéressée.

5-6-2 LECTURE DES GRAPHS :

- Mode 1 :

*** $t_f = 50.0$ ms :**

1- Amont de la vanne 10 : La hauteur piézométrique initiale en ce point étant de 650.0 m. la hauteur max engendrée au moment de la fermeture totale de la vanne est de 2150.0 m soit 129.68 kg/cm² de pression (127.22 bar).

3- PK 554.0 (en amont de la vanne de M'ZITA):

- En ce point la hauteur initiale étant de 930.0 m augmente après fermeture à 1800.0 m soit une pression de 93.71 kg/cm² (91.93 bar), la limite élastique en ce point correspond à une pression de 60.75 bar, cette limite est largement dépassée et la marge de plasticité de l'acier ne peut compenser la surpression, dans ce cas l'éclatement du tube aura lieu.

4- PK 559.0 (en aval de la vanne de M'ZITA):

- La hauteur initiale étant de 850.0 m est montée par la fermeture de la vanne jusqu'à 1810.0 m soit une pression de 98.78 kg/cm² (96.90 bar) qui est supérieure à la limite élastique (55.7 bar). Dans tous les cas un éclatement ou une fuite aura lieu.

5- En aval de la station de pompage (SP3):

- La hauteur au refoulement initiale étant de 1500.0 m, pendant la fermeture de la vanne cette hauteur chute rapidement en 0.1 s pour remonter après fermeture totale de la vanne à valeur de 1570.0 m avec certaines fluctuations de l'ordre de 40.0 m et cela durant 0.3 s en se stabilisant finalement vers 1550.0 m.

6- En amont de la vanne de ligne (vs.9p.007) : La hauteur max est de 1800.0 m soit une pression de 104.5 kg/cm² (102.51 bar).

*** $t_f = 2.0$ s :**

Pour ce temps de fermeture les pressions maximales ne diffèrent pas beaucoup de celle du temps de fermeture précédent, cela vient de confirmer ce qui a été dit sur l'influence du temps de fermeture sur la valeur de la pression maximale engendrée.

2- Mode 2 :

On peut remarquer à partir des graphiques que les pressions engendrées dépassent celles du premier mode par des différences de hauteurs de l'ordre de 50.0m, et elles sont toujours supérieures à la limite élastique des tubes.

3- Mode 3 :

* $t_f = 0.5 \text{ s}$:

1- En amont de la vanne 10 : La hauteur atteint une valeur max de 1660.0 m soit une pression de 94.22 kg/cm^2 (92.43 bar).

2- En amont de la vanne de ligne (vs 9p 007) : La hauteur max est de 1650.0m soit une pression de 93.64 kg/cm^2 (91.86 bar), cette pression est supérieure à la limite élastique .

3- PK 554.0 : La pression max calculée est la même que le point précédant. et la limite élastique est toujours dépassée.

4- PK559.0 : La pression max ne diffère de la précédente que par quelques fluctuations.

5- SP3 : La hauteur max est de 1530.0 m soit une pression de 77.0 kg/cm^2 (75.59 bar).

* $t_f = 2.0 \text{ s}$:

1- En amont de la vanne 10 : La charge max est de 1620.0 m soit une pression de 91.33 kg/cm^2 (89.59 bar).

2- SP3 : La hauteur max est de 1550.0 m soit une pression de 78.50 kg/cm^2 (77.01 bar).

3- PK 554.0 : La hauteur max est de 1560.0 m soit une pression de 80.76 kg/cm^2 elle est supérieure à la limite élastique.

4- PK 559.0 : La hauteur max est de 1560.0 toujours supérieure à la limite élastique.

5- En amont de la vanne de ligne la hauteur max est de 1650.0 m soit une pression de 93.64 kg/cm^2 (91.86 bar).

5-6-3 COMMENTAIRES ET EXPLICATIONS :

**En val de la vanne 10 la pression est un peu ^{aval} fluctuante au début ne dépassant pas les 800.0 m de hauteur mais après la fermeture totale de la vanne elle se stabilise à la pression de vapeur à cause de la chute de pression, cette pression n'augmente encore (fermeture de la cavité) qu'après retour de l'onde réfléchie par le bac qui demeure à niveau constant, cela n'est remarqué qu'après un temps de 4 minutes qui correspond à la demi période de l'onde entre (SPD) et (TMB).

** Pendant la première phase de fermeture de la vanne la pression chute dans tout le réseau, le phénomène s'appelle 'lock in ' il se produit dans les longs pipelines lorsqu'on a une pompe qui refoule en amont et que l'on étrangle l'écoulement par une vanne située en aval [1].

** La pression se stabilise après fermeture totale de la vanne vers une valeur supérieure à celle du régime initial car on a considéré que la station de pompage (SP3) continue à refouler après fermeture, cela c'est produit dans tous les modes en tout point de la conduite.

** Les surpressions calculées sont purement théoriques car en réalité le réseau soulage par éclatement à l'endroit de faible résistance dès que celle-ci dépasse la pression correspondante à la contrainte de rupture à cet endroit, c'est pour ^{celà} ça qu'en mode 3 (cas réel) la surpression effective remarquée à la station de pompage avant qu'elle était arrêtée est de 68.0 kg/cm^2 inférieure à la surpression calculée de là on peut savoir par lecture des graphes ^{plus} l'instant et la surpression au moment de l'éclatement si on connaît le temps écoulé entre celui-ci et l'arrêt du refoulement.

** Le pétrole brut représente plus de dangers que le condensat.

** Les conditions du régime transitoire au niveau de la station de pompage sont obtenues par la détermination du point de fonctionnement des pompes à chaque pas de temps par le calcul de l'intersection de la parabole caractéristique de celles-ci avec la droite (4-22) de la caractéristique négative du régime transitoire, cette intersection n'a pas toujours lieu, cela peut être connu par calcul du discriminant de l'équation du second degré qui dans ce cas est négatif, le point de fonctionnement des pompes reste donc inchangé. Dans le cas contraire la perturbation atteint le point de refoulement.

CHAPITRE 6

PROTECTION DU RESEAU

6-1 INTRODUCTION :

Le coup de bélier est le résultat de toute intervention conduisant à un changement de la vitesse de l'écoulement, dans une première approximation, le changement de pression qui résulte est directement proportionnel à celui de la vitesse:

$$\Delta H = C.\Delta V/g \quad (6-1)$$

En prenant l'équation (6-1) en considération, les types de protection contre le coup de bélier peuvent être classés comme suit :

1-Réduction du changement de la vitesse d'écoulement par :

- * Les soupapes de décharge.
- * Une prolongation du temps de régulation de la vanne.
- * Réservoir à air en amont de l'organe provoquant le changement de vitesse(post-aspiration pour les pompes).
- * Soupapes d'aération et de dégazage.
- * Volants d'inertie (pour les pompes).

2-Réduction de la célérité de l'onde :

- * Admission d'air(aérateurs).
- * Changement du matériau des conduites.

3- Installation de points de réflexion additionnels sur la ligne(réservoirs intermédiaires) :

Physiquement ces organes généralement utilisés signifient :

- * Emmagasinement d'énergie (réservoirs à air, volants d'inertie).
- * Dissipation d'énergie (certaines fonctions de fermetures, points de réflexion, aérateurs).

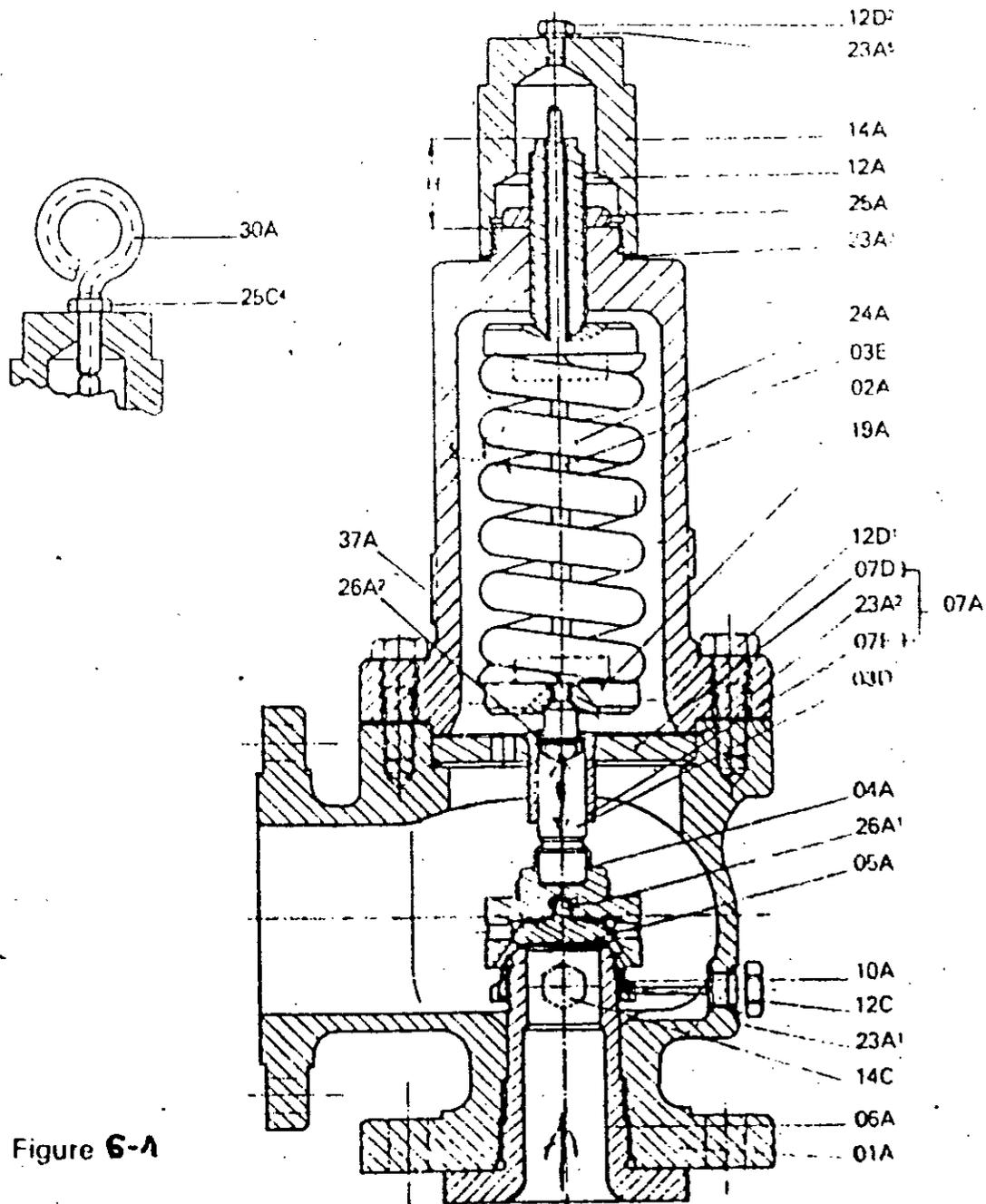
6-2 SOLUTION PREEXISTANTE :

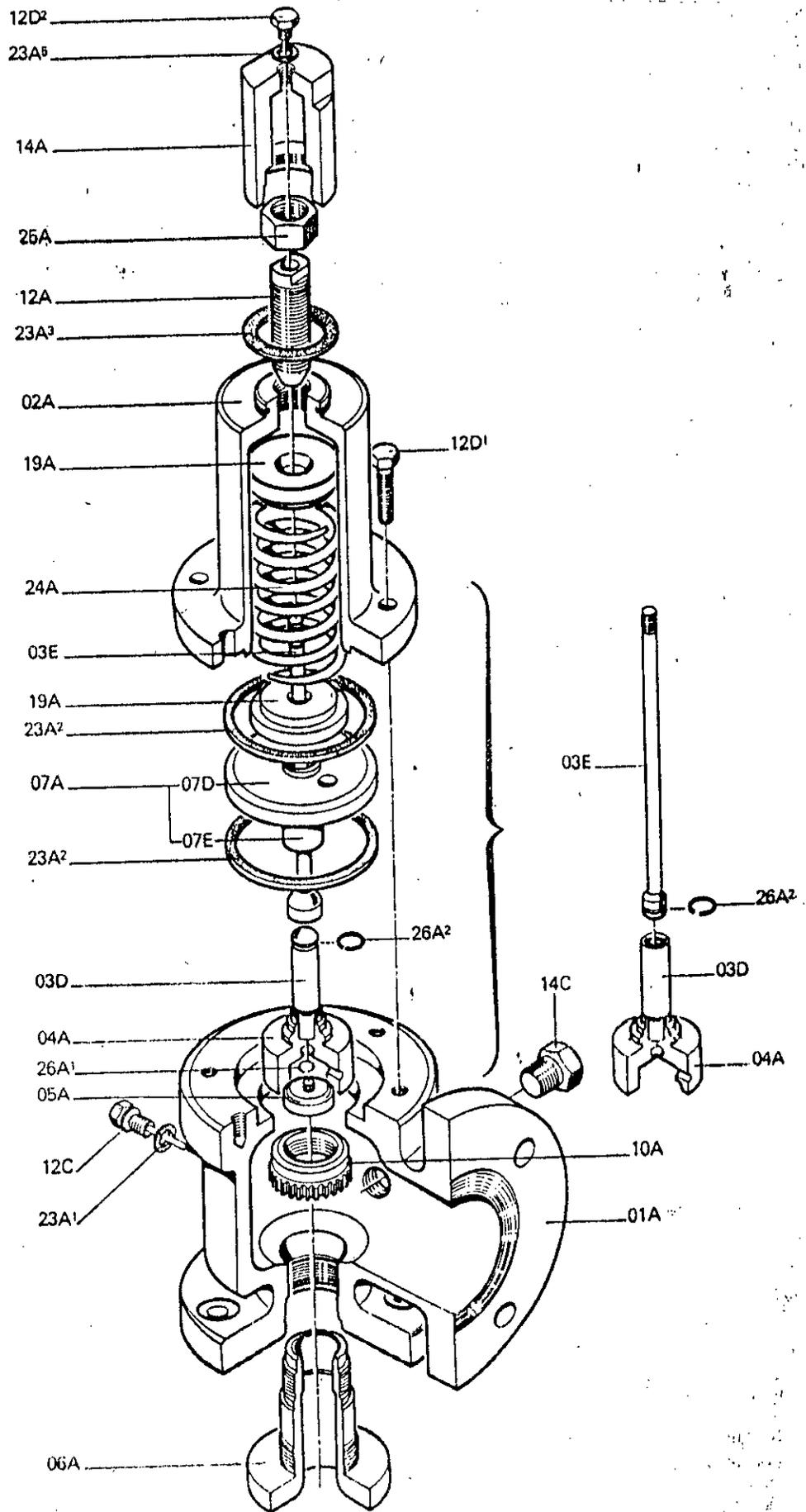
L'ancien dispositif de sécurité était une soupape de décharge a pression d'azote(Fig 2-1).

Une enceinte contenant de l'azote à une certaine pression dite de tarage qui est exercée sur une membrane de fermeture intérieure empêchant le passage du liquide à travers la soupape tant que cette pression est supérieure à celle règnent dans la ligne. Dès que cette dernière dépasse la pression de tarage, la membrane s'ouvre pour permettre le passage du liquide et par conséquent la dissipation de la surpression engendrée.

Rep.	Qté	Désignation
01A	1	CORPS
02A	1	CHAPEAU
03D	1	TETE DE TIGE
03E	1	TIGE
04A	1	PORTE-CLAPET
05A	1	CLAPET
06A	1	BUSE
07A	1	GUIDE
07D	1	DISQUE DE GUIDE
07E	1	FUT DE GUIDE
10A	1	BAGUE DE REGLAGE
12A	1	VIS DE REGLAGE
12C	1	VIS D'ARRET
12D ¹	*	VIS DE CHAPEAU
12D ²	1	VIS DE BOUCHON
14A	1	BOUCHON VISSE (Type A)
14C	1	BOUCHON DE PURGE
19A	2	RONDELLES RESSORT
23A ¹	1	JOINT DE VIS D'ARRET
23A ²	2	JOINT DE GUIDE ET DE CHAPEAU
23A ³	1	JOINT DE BOUCHON
23A ⁵	1	JOINT DE VIS DE BOUCHON
24A	1	RESSORT
25A	1	ECROU DE VIS DE REGLAGE
25C ⁴	1	ECROU DE VERROU
26A ¹	1	JONC DE CLAPET
26A ²	1	JONC DE TIGE
30A	1	VERROU
37A	1	PLAQUE DE FIRME

* La quantité dépend du type de soupape





Le gaz d'azote est utilisé car il est plus économique et ne présente aucun danger lors du stockage. Désormais cette solution était abandonnée par la suite pour s'engager dans la conception d'une nouvelle solution.

6-3 SOLUTION PRECONISEE :

La solution qui a été préconisée par le bureau d'études est un dispositif constitué de trois soupapes de décharge situées en l'aval de la vanne (13) qui demeure ouverte pour que la surpression créée à l'amont de la vanne (10) soit toujours contrôlée.

Pendant l'aspiration de la station (SBM) à partir de la ligne la pression d'aspiration ne doit pas dépasser les 33 kg/cm² (soit 32.373 bar), cette limite peut être respectée par ajustement de la vanne (10). Par ailleurs pour assurer le lancement de l'opération de boosting (démarrage des pompes de gavage qui aspirent à partir du bac avant l'arrivée de la colonne condensât), la pression à l'aspiration du booster ne doit jamais dépasser les 18 kg/cm² (soit 17.65 bar).

6-3-1 Caractéristiques générales des soupapes :

Les soupapes de sûreté (G.R.I-SAPAG) type 8100 ont été conçues pour protéger les réservoirs ou tuyauteries véhiculant des gaz, des vapeurs ou des liquides,elles sont du type d'équerre à ressort (Fig 6-2). La tension du ressort est réglable à l'aide d'une vis de réglage.Elles sont caractérisées conformément à la norme (API-RP 526).

6-3-2 Définition des pressions :

1- Pression de service : pression de fonctionnement de l'installation.

2- Pression maximale de service: pression de calcul de l'installation (ou timbre).

3- Pression de début d'ouverture p ou pression de référence : Pression effective à laquelle le clapet de la soupape de sûreté commence à s'ouvrir dans les conditions opératoires.

4- Pression de réglage Pr : Pression effective à laquelle la soupape de sûreté commence à s'ouvrir sur un banc d'essai. La pression de réglage peut différer de la pression de début d'ouverture en raison des corrections nécessitées par les conditions opératoires en particulier la température et l'éventuelle incidence d'une contre pression.

5- Surpression Dp : Augmentation de pression par rapport à la pression de début d'ouverture généralement exprimée en pourcentage de la pression de début d'ouverture.

6- Pression d'ouverture P0 : Pression d'arrêt effective correspondant à l'ouverture nécessaire pour éviter tout nouvel accroissement de la pression statique dans l'appareillage protégé on a :

$$P_0 = (1 + \alpha/100).P$$

7- Pression génératrice Pi : Pression absolue correspondante à la pression d'ouverture ; on a :

$$P_i = P_0 + P_a$$

Où P_a est la pression atmosphérique.

8- Pression de refermeture : Valeur de la pression effective mesurée dans l'appareillage protégé par la soupape lorsque le clapet retombe sur son siège.

Chute de pression à la fermeture ou " blow-down" : Différence entre la pression de début d'ouverture et la pression de fermeture. Elle est exprimée en pourcentage de la pression de début d'ouverture sauf dans le cas de pressions de début d'ouverture inférieures à 3 bar, auquel cas elle est exprimée en unité de pression.

10- Contre-pression Pb : Pression à l'aval d'une soupape de sûreté. La contre-pression est la somme de la contre-pression initiale et de la contre pression engendrée.

11- Contre-pression initiale : Pression existant à l'aval d'une soupape de sûreté au moment où celle-ci va entrer en fonctionnement.

12- Contre-pression engendrée : Augmentation de la pression aval due à l'écoulement du fluide provenant de la soupape de sûreté considérée.

13- Pression critique d'écoulement Pc : Pression absolue correspondant à une vitesse sonique au col d'une tuyère parfaite parcourue par un écoulement isentropique.

14- Taux de détente critique (Pc/ Pi) : Rapport entre la pression critique d'écoulement et la pression génératrice .

6-3 FONCTIONNEMENT DES SOUPAPES :

Pour assurer un fonctionnement normal des soupapes, il faut que la pression de tarage soit inférieure à la différence entre la pression en amont et la contre pression. Dans la réalisation existante, la décharge se fait dans la ligne du 16 '' située juste en aval de la vanne 10 (voir schémas S1, S2 et S3), or qu'en ce point la pression est fluctuante surtout après réflexion de l'onde par le bac de (TMB), dans un tel cas il serait très délicat de choisir une pression de tarage, cela d'une part, d'autre part les le dispositif est préconisé pour protéger le réseau contre les surpressions quel que soit leur origine non seulement la fermeture de la vanne 10, par conséquent la contre pression n'est pas toujours nulle ou constante

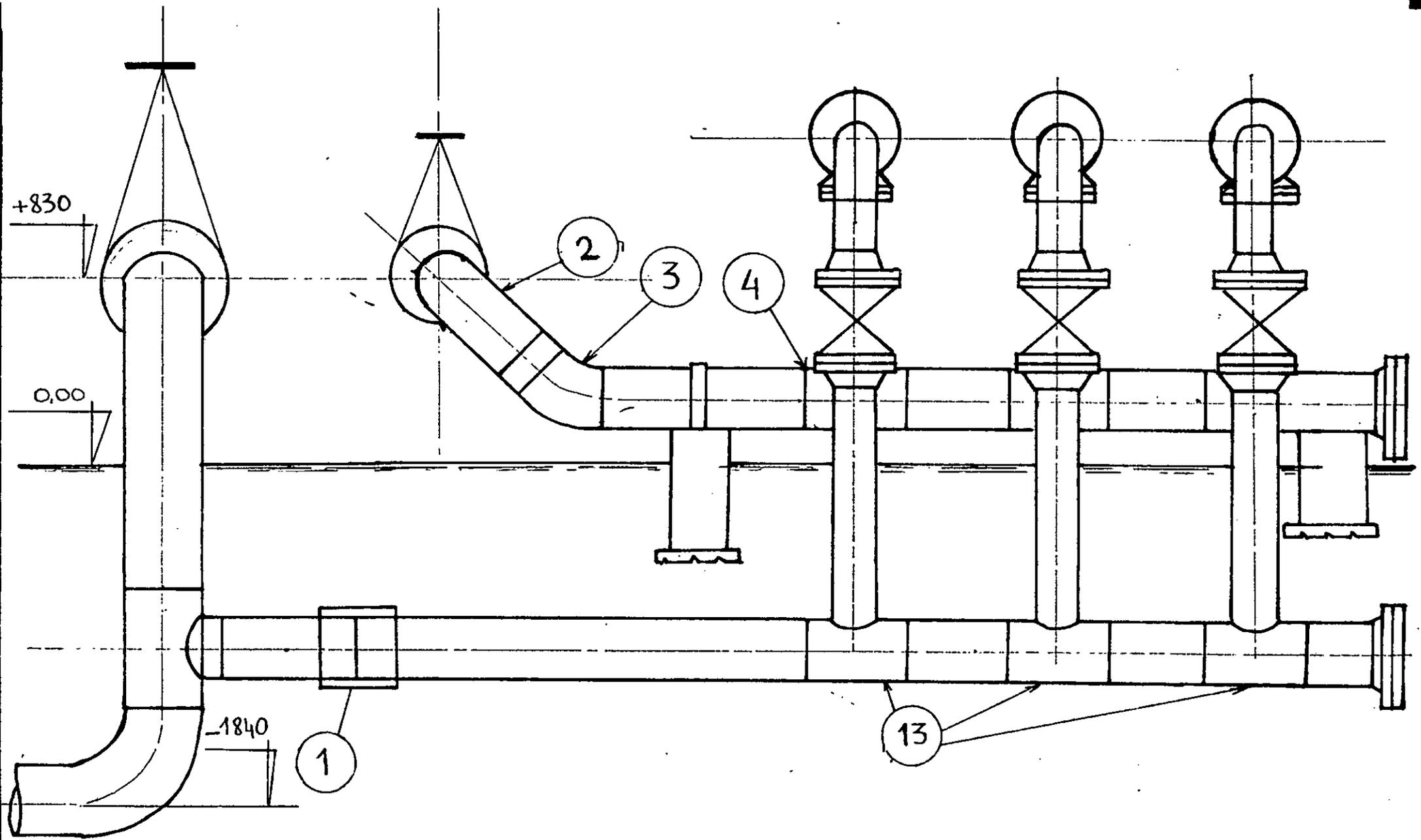
une fois l'incident provient d'un autre organe au moment ou la vanne 10 serait ouverte.

Les essais effectués sur les soupapes n'ont pas aboutit aux résultats souhaités, leur fonctionnement a causé des vibrations énormes et une mauvaise dissipation de la surpression.

6-4 Propositions :

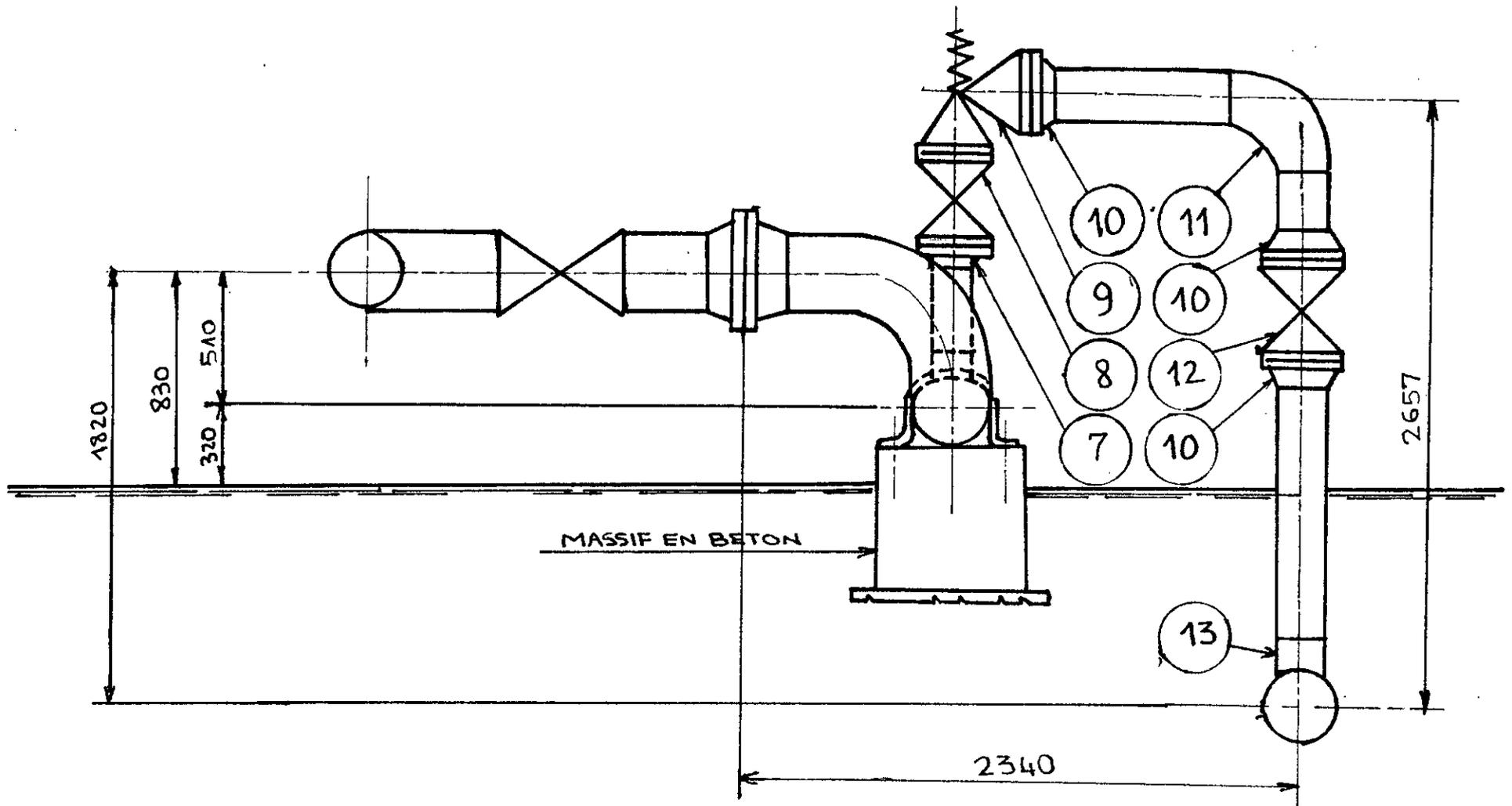
Si nous voulons maintenir la solution existante il faut changer la pression de décharge des soupapes soit vers une pression relative nulle ou bien constante en fonction dequel la pression de tarage du ressort de la soupape est tarré, il faut donc faire la décharge des soupapes vers un collecteur de purge qui deverse dans un bac de purge aéré de niveau plus bas, ou bien de niveau haut tout en calculant la hauteur de celui-ci pour que la pression équivalente à cette hauteur soit diminuée des pressions de tarage du ressorts des soupapes, ou bien deverser le liquide dans un borbier.

Une autre solution consiste à remplacer la vanne 10 qui est fréquamment ajustée par une autre vanne servo-contrôlée, un capteur transmet la valeur de la pression à l'actuateur qui lui arrete la fermeture lorsque la pression dépasse une valeur déterminée au préalable.



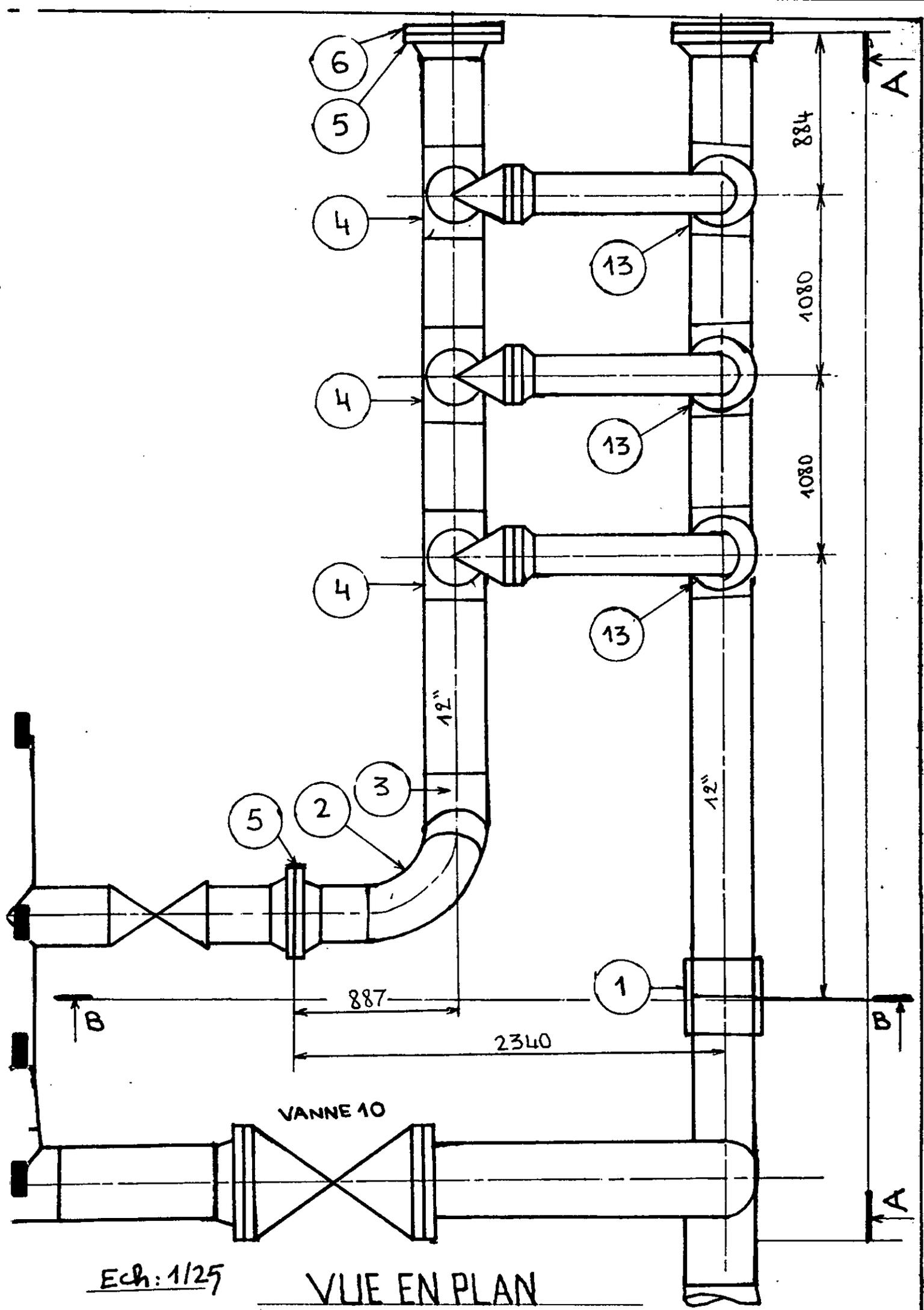
Ech: 1/25

VUE AA



Ech: 1/25

VUE BB



Ech: 1/25

VUE EN PLAN

N°	NOMBRE	DIAMETRE	SERIE	DESIGNATION
1	1	12''	/	coupling
2	1	12''	/	coude 90° LR
3	1	12''	/	coude 45° LR
4	3	12''-16''	/	Te réduit
5	3	12''		bride WN-RF
6	2	12''	300	bride pleine ASA-RF
7	3	6''	300	bride ASA-WN-RF
8	3	6''	300	vanne à brides-RF
9	3	6''-8''	300	soupape de sécurité
10	9	8''	300	bride ASA-WN-RF
11	3	8''	/	coude 90° LR
12	3	8''	300	vanne à brides RF
13	3	12''-8''	/	Te réduit

CONCLUSION

Le réseau de pipelines étudié à son état actuel de résistance vis à vis du coup de bélier présente beaucoup de danger lorsqu'il fonctionne en n'importe quel mode supposé jusqu'à présent. En effet les surpressions calculées constituent une majoration des conséquences du phénomène car le réseau peut fonctionner dans d'autres situations plus simples où la grandeur des paramètres du régime transitoire occasionné par la fermeture des vannes peut avoir des effets plus légers. Dans le cas où l'aspiration de (SBM) se fait à partir de la ligne, la pression en amont de la vanne 10 peut toujours être captée et contrôlée, alors que dans les cas étudiés celle-ci est isolée du fait que l'aspiration se fait à partir du bac, et les surpressions ne seront remarquées que par la station de pompage. D'un autre côté le changement de diamètre au niveau du col de Selatna pour l'augmentation de la perte de charge constitue un obstacle devant l'opération de raclage et de nettoyage des tubes, car les racleurs existants ne fonctionnent que pour un diamètre uniforme, l'installation d'une gare racleurs en ce point ou bien l'utilisation de racleurs à diamètre variable s'avère donc nécessaire.

BIBLIGRAPHIE

- 1- J-A.FOX Hydraulic analysis of unsteady flow in pipe networks. The McMILLAN edition 1984.
- 2- VINCENT Le transport des hydrocarbures liquides et gazeux par canalisation. Edition Technip. Institut Français du pétrole. 1987.
- 3- R.PEYRET , T.D.TAYLOR Computational methods for fluid flow . Springer series in computational physics. NY.1990.
- 4- CEA.EDF Phénomènes thermiques et hydrauliques non stationnaires. Editions Eyrolles 1987.
- 5- S.STUCKENBRUCK, D.C.WIGGERT, R.S.OTWELL The influence of pipe motion on acoustic wave propagation. Journal of fluid engineering. Trans.Dec1985. Vol 107.
- 6- A.S.ELANSARY, M.H.CHAUDHRY, W.SILVA Numerical and experimental investigation of transient pipe flow. Journal of hydraulic research.1994. Vol32.N°5.
- 7- E.ANAPACH, P.KNAPP, W.HOHN, F.SEMLER, FRANKENTAL
Computer-aided evaluation of waterhammer protection in fluid flow systems. KSB Technische Berichee 21. (document INIST).
- 8- CH.OBLED Analyse numérique. Pub de l'école nationale superieure de l'hydraulique de Grenoble 1989.
- 9- B-KARNAHAN, H.A.LUTHER, J.O.WILKES Applied numerical methods . John wiley and Sons. INC.USA.1969.
- 10- A.AYNBINDER, J.T.POWERS, P.DALTON Pipeline design method can reduce wall thikness and costs. Oil and gas journal. Feb-20-1995.
- 11- M.H.CHAUDHRY, M.Y.HUSSAINI Second order accurate explicite finite difference schemes for waterhammer analysis. Journal of fluids engineering.Dec 1985.vol 107.
- 12- R.DOUGLAS Fluid dynamics.
- 13- S.ALILI, K.BESSACI Analyse d'un écoulement en charge non stationnaire par la méthode des caractéristiques. ENP. Dpt. d'hydraulique.1993.
- 14- B.MEDJBEUR Analyse d'un écoulement transitoire dans une conduite gravitaire en charge. Coup de belier. Ecole nationale superieure de l'hydraulique.1993.
- 15- DICTIONNAIRE D'INDUSTRIE PETROLIERE.
- 16- M.LENCASTRE : Manuel d'hydraulique générale. Ed Masson. 79.
- 17- IDEL'ICK : Memento des pertes de charge.

2923 ALI

