CEA 2404 - AUCHAPT P.R., SAUTRAY R.R., GIRARD B.R.

PURIFICATION DES SOLVANTS PAR ENTRAINEMENT A LA VAPEUR D'EAU. PROCEDE CONTINU APPLICABLE AUX USINES CHIMIQUES DE TRAITEMENT DES COMBUSTIBLES IRRADIES

Sommaire. L'installation pilote décrite dans ce rapport est destinée à purifier, en continu, le solvant utilisé à l'usine d'extraction du plutonium de Marcoule, en séparant les impuretés (produits de fission). Cette séparation physique est réalisée par entraînement à la vapeur d'eau. Les produits contaminants, peu volatils, restant sous forme de gouttelettes, sont séparés; le solvant vaporisé ainsi que la vapeur d'entraînement sont condensés puis séparés.

L'originalité de l'installation réside dans le système de pulvérisation du liquide et dans les conditions opératoires : faible pression et basse température de fonctionnement.

L'analyse systématique des différents paramètres (pourcentage de résidus, rapport de débits, pression et température, etc...) a mis en évidence leur influence sur la décontamination. L'activité en zirconiumniobium après traitement est indécelable et il est facile d'obtenir des facteurs de décontamination de 300 sur le ruthénium. La présence

CEA 2404 - AUCHAPT P.R., SAUTRAY R.R., GIRARD B.R.

SOLVENT PURIFICATION USING A CURRENT OF WATER VAPOUR. A CONTINUOUS PROCESS APPLICABLE TO CHEMICAL PLANTS TREATING IRRADIATED FUELS

Summary. The pilot plant described in this report is intended for the continuous purification of the solvent used in the plutonium extraction plant at Marcoule, by separating the impurities (fission products). This physical separation is operated by carrying over in a water vapour stream. The contaminating products, only slightly volatile, remain in the form of the droplets and are separated; the vaporised solvent and the water vapour used are condensed and then separated.

The originality of the installation resides in the system for pulverising the liquid and in the operating conditions: low working pressure and temperature.

The systematic analysis of the various parameters (percentage of residue; flow, pressure and temperature ratios etc.) has shown their influence on the decontamination. The activity due to the zirconium-niobium is undetectable after treatment, and it is easy to obtain decontamination factors of 300 for the ruthenium. The presence of uranium is favorable for

٠/،

d'uranium favorise la décontamination.

Pour terminer, le lecteur trouvera des considérations extra-techniques et en particulier l'ordre de grandeur des prix de revient du litre de solvant traité.

1964 102 p.

Commissariat à l'Energie Atomique - France

the decontamination.

As a conclusion, some extra-technical considerations are given concerning in particular the approximate cost price of the treated solvent per litre.

1964 102 p.

Commissariat à l'Energie Atomique - France

PURIFICATION DES SOLVANTS PAR ENTRAINEMENT A LA VAPEUR D'EAU

par

Pierre Raymond AUCHAPT, Roger Robert SAUTRAY, Bernard René GIRARD

Rapport C E A - R 2404

CENTRE DE MARCOULE SERVICE EXTRACTION DU PLUTONIUM Section Génie Chimique Industriel

PURIFICATION DES SOLVANTS PAR ENTRAINEMENT A LA VAPEUR D'EAU

Procédé continu applicable aux usines chimiques de traitement des combustibles irradiés

par

Pierre Raymond AUCHAPT, Roger Robert SAUTRAY, Bernard René GIRARD

TABLE DES MATIERES

CHAPITRE I - GENERALITES.

- I. INTRODUCTION.
 - A Dégradation du solvant.
 - B Traitement du solvant en vue de son recyclage.
 - C Décontamination poussée du solvant.
- II. EXPRESSION ANALYTIQUE ET EFFICACITE DE L'ENTRAINEMENT PAR UN GAZ.
 - A Rappel de quelques lois.
 - B Expression analytique de l'entraînement par un gaz.
 - C Efficacité de l'entraînement.
 - D Entraînement à la vapeur d'eau.
- III. APPAREILLAGE UTILISE POUR LES ESSAIS.

CHAPITRE II - RESULTATS EXPERIMENTAUX DES ESSAIS INACTIFS.

- I. INTRODUCTION.
 - A Paramètres étudiés.
 - B Mode opératoire.
- II. INFLUENCE DE LA VITESSE AU COL DU VENTURI, DE LA PRESSION ET DE LA TEMPERATURE SUR L'EFFICACITE.
 - A Etude des corps purs.
 - B Etude sur le mélange des deux corps purs.
 - C Conclusions.
- III. COURBES DE DEBITS OU COURBES D'ENTRAINEMENT.
 - A Influence de la nature du liquide entraîné.
 - B Influence de la pression de fonctionnement sur l'entraînement.

- C Influence de la température de fonctionnement sur l'entraînement.
- D Conclusions.
- IV. INFLUENCE D'AUTRES PARAMETRES.
 - A Influence du diamètre de l'aiguille.
 - B Influence du pourcentage de T.B.P. dans le mélange.
- V. RESULTATS ACQUIS.
- VI. INTERPRETATION MATHEMATIQUE DE LA VAPORISATION DE GOUTTES d'un liquide pur, entraînées par un gaz chaud dans un tube cylindrique de longueur x Longueur optimale du tube -
 - A Expression générale.
 - B Interprétation.
 - C Longueur optimale du tube

CHAPITRE III - RESULTAT'S EXPERIMENTAUX DES ESSAIS ACTIFS.

- I. INTRODUCTION.
 - A Paramètres étudiés sur le solvant actif.
 - B Conditions opératoires.
 - C Remarques au sujet des produits de fission.
- II. SOLVANT CONTENANT 30 p. 100 EN VOLUME DE TRIBUTYLPHOS-PHATE.
 - A Facteurs de décontamination obtenus.
 - B Influence des différents paramètres sur le facteur de décontamination.
 - C Relations entre les paramètres importants.
- III. SOLVANT CONTENANT DE L'URANIUM.
 - A Résultats obtenus.
 - B Essais de cyclones.
- IV. TRAITEMENT DES RESIDUS.
 - A Premier résidu traité, à une pression absolue de 200 mm Hg.
 - B Deuxième résidu traité, à une pression absolue de 100 mm Hg.
 - C Courbe d'entraînement.
 - D Conclusions.
- V. ENTRAINEMENT PAR UN GAZ INERTE.

VI. - CONCLUSIONS GENERALES A TIRER DES ESSAIS ACTIFS.

CHAPITRE IV - INSTALLATION INDUSTRIELLE.

- I. CHOIX DES EQUIPEMENTS.
 - A Mode de chauffage.
 - B Alimentation en solvant.
 - C Installation de vide.
 - D Condenseur.
 - E Principes de régulation.
 - F Mesures à effectuer.
- II. DONNEES DE BASE EN VUE DES SPECIFICATIONS D'UNE INSTAL-LATION INDUSTRIELLE.
 - A Schéma de principe de l'installation.
 - B Equipements.

CHAPITRE V - CAPACITE - INVESTISSEMENTS - PRIX DE REVIENT.

- I. INTRODUCTION.
- II. MARCHE INTEGREE OU MARCHE INDEPENDANTE.
 - A Accumulation d'activité ou de produits de dégradation dans le solvant.
 - B Marche intégrée ou marche indépendante.
- III. CHOIX DE LA CAPACITE OPTIMALE HORAIRE.
 - A Relation entre les investissements et la capacité.
 - B Capacité optimale horaire.
- IV. PRIX DE REVIENT DU LITRE DE SOLVANT TRAITE.
- V. CONCLUSIONS du Chapitre V.

ANNEXES

- Annexe 1-1 Courbe de pression de vapeur du Dodécane
- Annexe 1-2 Courbe de pression de vapeur du Tributylphosphate
- Annexc 1-3 Courbe de pression de vapeur du solvant contenant :

60 p. 100 de Dodécane $(x_d = 0, 65)$

40 p. 100 de T.B.P. $(x_{+} = 0.35)$

Annexe 1-4 - Courbe de pression de vapeur du solvant contenant :

70 p. 100 de Dodécane ($x_d = 0,74$)

30 p. 100 de T. B. P. $(x_{+} = 0.26)$

LISTE DES TABLEAUX ET FIGURES

CHAPITRE I - GENERALITES

- Tableau 1-1 : Caractéristiques des constituants et des mélanges.
- Figure 1-1 : Schéma de principe de l'installation d'essai
- Figure 1-2 : Schéma du venturi
- Figure 1-3: Dimensions de l'appareillage

CHAPITRE II - RESULTATS EXPERIMENTAUX DES ESSAIS INACTIFS.

- Figure 2-1 : Courbes d'efficacité en fonction de la vitesse au venturi pour deux corps purs.
- Figure 2-2 : Courbes d'efficacité en fonction de la pression pour deux corps purs.
- Tableau 2-1 : Influence de la température sur l'efficacité pour du dodécane.
- Tableau 2-2 : Variation de l'efficacité en fonction de la vitesse au venturi pour un mélange.
- Figure 2-3 : Courbe d'efficacité en fonction de la pression pour un mélange.
- Tableau 2-3 : Influence de la température sur l'efficacité pour un mélange.
- Figure 2-4: Courbes de débits pour deux corps purs à la pression atmosphérique.
- Figure 2-5 : Courbe de débits pour un mélange à la pression atmosphérique.
- Figure 2-6 : Courbes de débits pour un mélange à 160°C et à différentes pressions absolues.
- Figure 2-7: Courbes de débits pour un mélange à 140°C et à différentes pressions absolues.
- Figure 2-8: Courbes de débits pour un mélange à 160°C avec une aiguille de 3 mm au lieu de 2 mm.
- Figure 2-9 : Relation entre l'entraînement, le pourcentage de résidus et le pourcentage de T.B.P.

CHAPITRE III - RESULTATS EXPERIMENTAUX DES ESSAIS ACTIFS.

- Tableau 3-1 : Décontamination en Zirconium-Niobium Résultats obtenus.
- Figure 3-1 : Facteurs de décontamination en Ruthénium à une pression absolue de 200 mm Hg.
- Figure 3-2 : Facteurs de décontamination en Ruthénium à une pression absolue de 100 mm Hg.
- Figure 3-3 : Facteur de décontamination en Iode
- Figure 3-4 : Facteurs de décontamination γ globaux à une pression absolue de 200 mm Hg.
- Figure 3-5 : Facteurs de décontamination γ globaux à une pression absolue de 100 mm Hg.
- Tableau 3-2 : F.D. γ globaux à 200 mm Hg et 160°C Résultats obtenus.
- Tableau 3-3 : Résultats obtenus en apportant les calories par la vapeur surchauffée.
- Tableau 3-4 : Influence de la température d'entrée du solvant entraîné -Résultats obtenus.
- Tableau 3-5 : Influence de la température du mélange (vapeur + solvant) Résultats obtenus.
- Figure 3-6 : Evolution des activités aux différents points de sortie avec le Peerless et le cyclone 3
- Figure 3-7 : Evolution des activités aux différents points de sortie avec les cyclones 1 et 3 installés en série.
- Figure 3-8 : Evolution des activités aux différents points de sortie avec les cyclones 1 et 3 et le Peerless.
- Figure 3-9 : Relation entre le rapport d'entraînement et le pourcentage de résidus à 200 mm Hg.
- Figure 3-10 Relation entre le rapport d'entraînement et le pourcentage de résidus à 100 mm Hg.
- Figure 3-11 Influence de la température du mélange sur l'entraînement.
- Figure 3-12 Courbe d'efficacité pour une pression absolue de 100 mm Hg.
- Figure 3-13 Influence de la température du mélange sur le pourcentage de résidus.
- Figure 3-14 Influence de la vitesse ou du débit dans l'installation sur l'entraînement.
- Figure 3-15 Facteurs de décontamination en Ruthénium, obtenus avec du solvant contenant de l'Uranium à 200 mm Hg.
- Figure 3-16 F.D. en Ruthénium, obtenus avec du solvant contenant de l'Uranium à 100 mm Hg.
- Figure 3-17 F.D. γ globaux obtenus à 200 mm Hg avec du solvant contenant de l'Uranium.

- Figure 3-18 F.D. γ globaux obtenus à 100 mm Hg avec du solvant contenant de l'Uranium.
- Figure 3-19 Facteurs de décontamination en Ruthénium obtenus avec deux cyclones différents.
- Tableau 3-6: Facteurs de décontamination obtenus en traitant les résidus à une pression absolue de 200 mm Hg.
- Tableau 3-7 : Facteurs de décontamination obtenus en traitent les résidus à une pression absolue de 100 mm Hg.
- Figure 3-20 Relation entre le rapport d'entraînement et le pourcentage de résidus pour un solvant à 64 p. 100 de T.B.P.

CHAPITRE IV - INSTALLATION INDUSTRIELLE.

- Figure 4-1 : Schéma de principe d'une installation industrielle.
- Figure 4-2 : Réchauffeur de solvant.

CHAPITRE V - CAPACITE - INVESTISSEMENTS - PRIX DE REVIENT.

- Figure 5-1 : Schéma du principe de fonctionnement d'une unité d'extraction et de l'unité de traitement.
- Figure 5-2 : Evolution de l'activité ou de l'accumulation en fonction du nombre de passages dans E et T
- Figure 5-3 : Schéma du principe de fonctionnement dans le cas d'une marche intégrée.
- Figure 5-4 : Schéma du principe de fonctionnement dans le cas d'une marche indépendante.
- Figure 5-5 : Résolution graphique de l'égalité (1). Correspondance entre le nombre de passages n (en marche indépendante) et la valeur de K (marche intégrée).
- Figure 5-6 : Schéma d'évolution de l'activité du solvant dans le cas particulier ou $FD_2 = 1.3$
- Figure 5-7: Investissements en fonction de la capacité horaire.
- Tableau 5-1: Tableau des investissements.
- Figure 5-8: Capacité optimale horaire et nombre de jours de marche par an.
- Tableau 5-2 : Bases du calcul du prix de revient.
- Tableau 5-3 : Prix de revient du litre de solvant traité.
- Figure 5-9: Evolution du prix de revient.

ANNEXES au Chapitre I

Annexe 1-1 : Courbe de pression de vapeur du Dodécane

Annexe 1-2 : Courbe de pression de vapeur du T.B.P.

Annexe 1-3 : Courbe de pression de vapeur du solvant contenant :

60 p. 100 de Dodécane $(x_d = 0, 65)$ 40 p. 100 de T.B.P. $(x_t = 0, 35)$

Annexe 1-4 : Courbe de pression de vapeur du solvant contenant :

70 p. 100 de Dodécane $(x_d = 0, 74)$ 30 p. 100 de T.B.P. $(x_t = 0, 26)$

PURIFICATION DES SOLVANTS PAR ENTRAINEMENT A LA VAPEUR D'EAU

INTRODUCTION ET CONCLUSIONS GENERALES

Toute cette étude a été faite dans le cadre d'une industrie nucléaire, en prenant le cas particulier de la décontamination du solvant irradié, par l'entraînement à la vapeur d'eau. Cependant, les résultats obtenus sont utilisables pour d'autres produits, dans l'industrie en général, chaque fois qu'il s'agira d'entraîner un liquide par un gaz.

Dans le premier chapitre, nous situons le problème de la décontamination du solvant dans le cadre général d'une usine d'extraction du Plutonium et nous donnons aussi l'expression analytique générale de l'entraînement par un gaz et de son efficacité. L'installation d'essai y est également décrite dans le détail.

Ensuite, dans un second chapitre, nous étudions expérimentalement l'entraînement du dodécane, du tributylphosphate et du mélange de ces deux corps purs. Au cours de cette première partie des essais, nous nous efforçons surtout de découvrir les paramètres importants influençant l'entraînement, en utilisant uniquement des corps non irradiés. C'est ce que nous groupons sous le titre : "Résultats expérimentaux des essais inactifs".

Dans le troisième chapitre, nous abordons l'objet de notre étude en donnant tous les résultats obtenus au cours des essais de décontamination de différents solvants ; on trouvera alors :

- l'exposé des facteurs de décontamination en γ globaux, en Iode, en Ruthénium et en Zirconium-Niobium, obtenus à différentes conditions de pression et de température ;
- l'analyse systématique de l'influence de chaque paramètre sur la décontamination ;
- l'étude des relations entre les paramètres importants et en particulier des débits.

Cette étude expérimentale terminée, nous pouvons fixer les conditions de marche d'une installation industrielle, très sommairement décrite dans un quatrième chapitre. Là, nous apportons l'expérience que nous avons acquise au cours des essais.

Le dernier et cinquième chapitre soulève le problème du choix du mode de marche et de la capacité horaire à donner à une installation industrielle, en donnant des éléments de leur détermination. Dans ce dernier chapitre, le lecteur trouvera aussi des indications sur les investissements à consentir et le prix de revient du litre de solvant traité.

Des conclusions ont été tirées au fur et à mesure du déroulement de notre exposé, lorsqu'elles ont été nécessaires à sa clarté. Cependant, nous allons essayer de présenter une synthèse de ce rapport, malgré les difficultés apportées par l'ampleur du sujet et par sa complexité.

Notre étude a été conditionnée par les trois impératifs suivants :

- éviter la dégradation du produit entraîné,
- obtenir la meilleure décontamination possible,
- exploiter au maximum les possibilités de l'installation.

Elle est générale et livre au lecteur de nombreux résultats qui permettront de fixer les conditions de fonctionnement pour chaque cas particulier; conduite d'une façon systématique, on y étudie l'influence de chaque paramètre pris isolément, tout en respectant intégralement chacun des trois impératifs de départ.

Ces paramètres sont nombreux. Ce sont essentiellement : la température et la pression de fonctionnement, la nature et la concentration des produits de fission, la quantité de résidu to-léré, la présence d'uranium, les détails technologiques de l'appareillage... Ils interfèrent presque toujours entre eux, ce qui a rendu malaisée cette étude systématique. Par exemple, si l'on abaisse la pression de fonctionnement, les vitesses augmentent, d'où la nécessité de diminuer les débits, mais alors la diminution des masses spécifiques modifie les conditions de vaporisation et de séparation.

Pour réduire au maximum la dégradation thermique du solvant, il faut abaisser la température de fonctionnement. Mais on est alors limité par une chute assez importante du débit massique de solvant entraîné. Il est alors nécessaire de diminuer la pression absolue pour améliorer la vaporisation. Fort heureusement, les essais effectués sur quelques milliers de litres de solvant, contaminés par différents produits de fission, ont montré que, dans ces conditions, la décontamination se trouvait améliorée. Les conditions qui apparaissent les meilleures correspondent à une pression absolue de 100 mm Hg et à 105°C: on obtient des facteurs de décontamination en Ruthénium compris entre 100 et 600, suivant que l'on tolère 2 à 10 p.100 de résidus, alors qu'ils atteignaient 150 au maximum à une pression de 200 mm Hg et à 120°C. La décontamination en Zirconium-Niobium est excellente à 120°C, même pour une pression de 200 mm Hg.

La dispersion des gouttes de liquide joue un rôle essentiel dans ce procédé et elle conditionne surtout l'efficacité. Mais là encore, un compromis est nécessaire. En effet, plus les gouttes sont petites, meilleur est le rendement, mais il semble qu'à partir d'une certaine dimension le facteur de décontamination diminue, ce qui s'explique assez bien qualitativement. C'est ainsi que la vitesse au venturi et le diamètre de l'aiguille d'injection ont une importance primordiale.

La décontamination augmente avec la quantité de résidus. Dix pour cent de résidus est un bon compromis, tant au point de vue décontamination qu'au point de vue rendement. Il n'est pas excessif, puisqu'il est possible de retraiter ces résidus dans la même installation. Quant au second résidu obtenu, représentant au maximum 2 p. 100 de la quantité traitée, il pourrait être stocké, calciné ou même absorbé. C'est au cours de ce traitement que nous avons mis en évidence l'importance de la présence d'uranium sur les facteurs de décontamination. Avec ce solvant, nous avons obtenu des facteurs de décontamination en ruthénium de 2,000.

Enfin, dans le dernier chapitre, l'étude du problème posé par l'intégration d'une unité complémentaire de traitement dans un ensemble existant, a montré à quel point il pouvait être

intéressant de fonctionner en prélevant constamment une partie du débit plutôt qu'indépendamment.

L'étude du prix de revient du litre de solvant traité fait apparaître des variations importantes, surtout fonction de la quantité traitée annuellement. Par exemple, pour $500 \text{ m}^3/\text{an}$, le prix de revient tombe à 0,35 F pour un produit coûtant 3,5 F. le litre, alors qu'il était de 1,3 F pour $50 \text{ m}^3/\text{an}$.

Ce procédé est donc économiquement avantageux, d'autant qu'il permettra dans certains cas de revaloriser un solvant dénaturé dont il est par ailleurs difficile de se débarrasser.

Les bons résultats obtenus, en particulier sur la décontamination du Ruthénium, font recommander ce procédé comme complément aux traitement chimiques classiques. Il sera sans doute d'autant plus intéressant que le combustible sera plus irradié.

GENERALITES

I. - INTRODUCTION.

Parm' les procédés de séparation du Plutonium par voie aqueuse des combustibles irradiés, le procédé "Purex" se caractérise par l'emploi du tributylphosphate (T.B.P.) comme agent d'extraction. Ce composé qui possède une viscosité et une densité trop élevées, est associé à un "diluant" qui permet d'abaisser ces deux grandeurs.

A l'Usine d'Extraction du Plutonium de Marcoule, le solvant utilisé était, à l'origine, un mélange de 40 p. 100 en volume de T.B.P. et de 60 p. 100 de dodécane. Par la suite, ces valeurs ont été portées à 30 et 70 p. 100.

Il est nécessaire, pour plusieurs raisons, de recycler le solvant, ne serait-ce qu'à cause du prix relativement élevé du T.B.P.: 8.000 F. la tonne. Ce recyclage pose le problème, imparfaitement résolu, du traitement du solvant irradié.

A - Dégradation du solvant.

Deux sortes de réactions de décomposition différentes s'effectuent dans les batteries d'extraction :

- des réactions d'hydrolyse,
- des réactions de radiolyse.

1° - Réactions d'hydrolyse.

En milieu acide (et en milieu alcalin) le T.B.P. s'hydrolyse par rupture de la liaison O - C.

$$O = P \qquad \begin{array}{c} H & OH \\ O & C_4 & H_9 \\ O & C_4 & H_9 \\ O & C_4 & H_9 \end{array}$$

Le premier stade de dégradation conduit à l'acide dibutyl phosphorique (D. B. P.) et au butanol (C_4H_9OH), le second à l'acide monobutyl phosphorique (M. B. P.), enfin à l'acide phosphorique (H_3PO_4). L'hydrolyse du T. B. P. en D. B. P. est plus facile que celle du D. B. P. en M. B. P. (environ quatre fois plus) et à fortiori que celle du M. B. P. en PO_4H_3 . Elle augmente assez rapidement avec la concentration nitrique et la température mais est presque insensible à la

concentration en nitrate d'uranyle.

2° - Réaction de radiolyse.

L'irradiation du solvant entraîne une dégradation du T.B.P. en D.B.P. et M.B.P., et une décomposition du diluant. Mais, à Marcoule, l'emploi du dodécane, qui possède une excellente stabilité aux radiations, permet de diminuer cette décomposition.

Il faut de très fortes irradiations pour que l'effet des réactions de radiolyse soit comparable à celui des réactions d'hydrolyse. De toute façon, la présence de D.B. P. (et M.B.P.) risque d'entraîner des perturbations dans les processus d'extraction. S'il donne des composés avec (UO_2^{++}) , (Pu^{6+}) et (Pu^{4+}) , le D.B. P. a aussi comme gros inconvénient de favoriser le passage du Zirconium dans la phase solvant, tout en rendant difficile sa réextraction dans les étages de lavage. Le Niobium est moins sensible à la présence de D.B. P., tandis que le Ruthénium et le Cérium gardent des coefficients de partage inchangés. L'Iode est très gênant également, car il se fixe, en milieu nitrique, sur les doubles liaisons du diluant ou de ses impuretés. L'emploi de dodécane (composé saturé) et le refroidissement des combustibles à 120 jours, permettent néanmoins de minimiser ces inconvénients.

En résumé, le solvant, pour être recyclé, devra être débarrassé de ses impuretés d'hydrolyse et surtout des complexes que celles-ci forment avec les produits de fission.

B - Traitement du solvant en vue de son recyclage.

Le traitement le plus couramment utilisé est le lavage par des solutions alcalines (Carbonate de Sodium ou Soude). Cette opération est effectuée, soit dans des mélangeurs-décanteurs, soit dans des colonnes à garnissage, soit dans les deux. Il en est ainsi à Marcoule, ou le solvant, après un passage à travers un mélangeur-décanteur alimenté par du carbonate de soude, subit ensuite un lavage dans une colonne à garnissage, avec une solution identique.

L'ensemble de retraitement conduit à un facteur de décontamination compris entre 5 et 20 en Zirconium, et à une bonne élimination des D.B.P. et M.B.P. non complexés. De plus, en général, le solvant ainsi obtenu est réutilisable sans grosses difficultés.

Cependant, la décontamination totale du solvant actif est très délicate industriellement et présente, dans de nombreux cas, un gros intérêt.

C - Décontamination poussée du solvant.

Deux procédés physiques sont possibles :

la distillation sous-vide,

l'entraînement à la vapeur.

1° - Distillation sous-vide.

La distillation sous-vide du solvant est un procédé qui conduit à des facteurs de décontamination très élevés et permet de régénérer parfaitement le solvant. Malheureusement, des problèmes de dégradation thermique du T.B.P. entraînent la nécessité de travailler sous un vide poussé (2 millimètres de Hg dans le soubassement), ce qui augmente exagérément les

dimensions de l'appareillage. Pour contourner cette difficulté, les chercheurs Américains (W. DAVIS) ont proposé de renvoyer en bas de colonne et après surchauffe, une partie du diluant distillé. Ce moyen, qui correspond à un entraînement du T.B.P. par du diluant surchauffé, permet de travailler à une pression de 50 mm de Hg, ce qui réduit considérablement les dimensions de l'appareillage.

2° - Entraînement à la vapeur d'eau.

Le fait que la distillation sous-vide conduise à de bons résultats, signifie que les complexes métalliques actifs présents dans le solvant contaminé ont des tensions de vapeur très faibles. Ainsi, on peut espérer, à priori, obtenir des facteurs de décontamination importants, en effectuant un entraînement du solvant à la vapeur d'eau.

Le but de ce rapport est d'approfondir cette question, afin de préciser un appareillage industriel. Pour cela, nous croyons bon de rappeler quelques lois fondamentales permettant de comprendre le phénomène et l'orientation donnée à l'étude.

II. - EXPRESSION ANALYTIQUE ET EFFICACITE DE L'ENTRAINEMENT PAR UN GAZ.

Symboles employés.

p = pression totale du mélange de vapeurs

p. = tension de vapeur d'un corps volatil (i) lorsqu'il se trouve en solution à la température T

p'; = tension de vapeur d'un corps volatil pur (i) à la température T

 x_i = fraction molaire du produit (i) dans le liquide

y = fraction molaire du produit (i) volatil dans le mélange gazeux, lorsque l'équilibre est

N_a = nombre de moles de produit volatil de masse moléculaire M_a

 N_{h} = nombre de moles de produit fixe de masse moléculaire M_{h}

 N_{α} = nombre de moles de gaz d'entrainement de masse moléculaire M_{α}

 $P_e = N_e$. $M_e = poids de gaz d'entraînement$

 $P_a = N_a \cdot M_a = poids de produit volatil.$

A - Rappel de quelques lois.

Loi de Raoult généralisée.

La tension de vapeur d'un des constituants en solution dans un mélange est proportionnelle au rapport molaire du constituant dans le liquide et à la tension de vapeur du constituant pur à la température considérée.

$$p_{i} = p'_{i} x_{i} \tag{1}$$

Loi de Dalton (Forme classique)

La pression totale est égale à la somme des pressions partielles des divers constituants :

$$p = \sum p_i$$

Loi de Dalton généralisée.

$$p_{i} = y_{i} p ag{2}$$

La vitesse d'évaporation d'un liquide est de la forme :

$$Q = K. S. \frac{p'_i - p_i}{p}$$

Q = Quantité de produit (i) évaporée par unité de temps

K = constante dépendant du corps et des conditions d'évaporation

La vitesse d'évaporation est infinie dans le vide et lente et non instantanée dans un gaz.

Distillation des hétéro-azéotropes.

Les hétéro-azéotropes sont des mélanges à insolubilité totale, ils se comportent comme des azéotropes mais sont hétérogènes.

- La température d'ébullition et la composition du distillat sont constantes à pression donnée.
- La tension de vapeur du mélange est égale à la somme des tensions partielles des constituants à la température d'ébullition du mélange.

B - Expression analytique de l'entraînement par un gaz.

Nous avons : $p_i = p'_i x_i$ (Formule 1 précédente) (c'est la loi de Raoult généralisée pour une solution idéale),

et :
$$x_a = \frac{N_a}{N_a + N_b}$$

donc : $p_a = p'_a = \frac{N_a}{N_a + N_b}$ (3)

Si nous injectons un gaz d'entraînement dans l'appareil de façon que la pression totale soit p et en admettant que ce gaz se comporte comme un gaz parfait, nous aurons :

$$y_a = \frac{p_a}{p}$$
 (Loi de Dalton - Formule 2)

Si (- dN_a) moles de produit volatil sont entraînées par d N_e moles de gaz d'entraînement, la fraction molaire en corps volatil dans le mélange sera :

$$y_{a} = \frac{-d N_{a}}{-d N_{a} + d N_{e}}$$

$$\frac{-d N_{a}}{-d N_{a} + d N_{e}} = \frac{p_{a}}{p}$$

d'où l'on tire :

qui s'écrit également :

$$\frac{-d N_a}{d N_e} = \frac{p_a}{p - p_a}$$

en remplaçant p_a par sa valeur donnée en (3)

$$\frac{-dN_a}{dN_e} = \frac{p'_a \frac{N_a}{N_a + N_b}}{p - p'_a \frac{N_a}{N_a + N_b}}$$

Après simplification, on obtient : $\frac{-dN_a}{dN_e} = \frac{p'_aN_a}{p(N_a + N_b) - p'_aN_a}$

ou encore :
$$dN_e = -\frac{dN_a N_a (p - p'_a) + pN_b}{p'_a N_a}$$

en intégrant entre le début et la fin de l'opération :

$$\int_{1}^{2} dN_{e} = -\int_{1}^{2} \frac{p - p'_{a}}{p'_{a}} dN_{a} - \int_{1}^{2} \frac{N_{b}p}{p'_{a}} \frac{dN_{a}}{N_{a}}$$

Après intégration, on obtient :

$$N_e = \frac{p - p'_a}{p'_a} \left(N_{a_1} - N_{a_2}\right) + \frac{N_b p}{p'_a} \left(N_{a_2}\right)$$
 (4)

C'est l'expression générale de la quantité de moles de gaz d'entraînement nécessaire pour entraîner (N_a - N_a) moles de produit volatil qui contenaient N_b moles de produit fixe (non volatil). L'expression générale se simplifie dans les deux cas particuliers suivants :

ler cas particulier - Nb est grand devant Na

Ce cas est courant dans l'industrie des corps gras, par exemple, où l'on a besoin d'entraîner une très petite quantité de solvant par rapport à une grande quantité de produits fixes.

L'expression (4) devient :

$$N_e = \frac{N_b p}{p_a} - \frac{N_{a_1}}{N_{a_2}}$$
 (5)

expression bien connue et que l'on trouve dans les traités de génie chimique.

<u>2ème cas particulier - N</u>b est très petit devant Na

C'est le cas, par exemple, du solvant contaminé où le nombre de moles de produit non volatil (N_b) ou de produit fixe est négligeable.

L'expression généralisée (4) se simplifie :

$$N_e = \frac{p - p'_a}{p'_a} (N_{a_1} - N_{a_2})$$

en introduisant les masses moléculaires, on obtient :

$$\frac{P_{e}}{P_{a_{1}} - P_{a_{2}}} = \frac{P - P'_{a}}{P'_{a}} \frac{M_{e}}{M_{a}}$$
 (6)

C'est sous cette forme que nous allons l'utiliser par la suite.

1° - Application.

Pour du dodécane à 120°C, p' = 36 mm Hg.

L'appareil fonctionnant à la pression atmosphérique p = 760 mm Hg

M = 18 (le gaz d'entraînement est de la vapeur d'eau)

 $M_{3} = 170 \text{ (dodécane)}$

$$\frac{P_e}{P_{a_1} - P_{a_2}} = \frac{760 - 36}{36} \cdot \frac{18}{170} = 2,13$$

Théoriquement, il faut 2,13 kg de vapeur pour entraîner 1 kg de dodécane. Si on avait marché sous vide, à 200 mm Hg, on aurait eu besoin de 4 fois moins de vapeur :

$$\frac{P_e}{P_a} - P_{a_2} = \frac{200 - 36}{36} \cdot \frac{18}{170} = 0.5$$

2° - Utilisation.

Pour utiliser ces formules, il est nécessaire de connaître les caractéristiques des constituants et des différents mélanges. Ces caractéristiques font l'objet du tableau 1-1.

TABLEAU 1-1

CARACTERISTIQUES DES CONSTITUANTS ET DES MELANGES

Mélange à 30 p. 100 de T.B.P.							
	Volume en litre	Densité	Poids en kg	Masse moléculaire	Moles	Fractions molaires	
Dodécane	0,7	0,76	0,53 2	170	3, 13	0,74	
Т.В.Р.	0,3	0,975	0,293	266	1, 10	0,26	
Mélange	1,0	0,825	0,825	 195	4,23	1,00	
	Mélange à 40 p. 100 de T. B. P.						
Dodécane	0,6	0,76	0,456	170	2,68	0,647	
т. в. Р.	0,4	0,975	0,390	266	1,46	0,353	
Mélange	1,0	0,846	0,846	 205	4, 14	1,000	

On trouvera annexées en fin de rapport, les courbes de pression de vapeur :

du dodécane - annexe 1-1

du T.B.P. - annexe 1-2

du mélange à 40 p. 100 de T.B.P. et 60 p. 100 de dodécane - annexe 1-3

du mélange à 30 p. 100 de T.B. P. et 70 p. 100 de dodécane - annexe 1-4

C - Efficacité de l'entraînement.

L'établissement de l'expression analytique précédente, basée sur la loi de Raoult généralisée, supposait une solution idéale et un temps suffisamment long pour qu'un équilibre puisse s'établir.

En fait, nous ne remplissons ni l'une ni l'autre de ces deux conditions, il faut alors introduire la notion d'efficacité que nous définissons comme étant le rapport de la pression effectivement atteinte (p'_a eff) à la sortie de l'appareil à la pression théorique donnée par la loi de Raoult p'_a .

Nous aurons alors: $p_a = p'_a \cdot x_a \cdot E$

au lieu de : $p_a = p_a^t$. x_a pour une solution idéale, et :

$$\frac{p'_{a} \text{ eff}}{p'_{a}} = E$$

L'expression (6) devient donc :
$$\frac{P_e}{P_{a_1} - P_{a_2}} = \frac{p - p'_a \text{ eff}}{p'_a \text{ eff}} = \frac{M_e}{M_a}$$

En remplaçant p_a^{l} eff par sa valeur et en explicitant par rapport à E, on aura :

$$E = \frac{p}{p'_{a}} \cdot \frac{\frac{M_{e}}{M_{a}}}{\frac{P_{e}}{P_{a_{1}} - P_{a_{2}}} + \frac{M_{e}}{M_{a}}}$$

La formule plus générale, applicable au mélange, serait :

$$E = \frac{\sum \frac{P_i}{M_i}}{\sum p'_i \quad x_i} \quad \frac{\sum \frac{P_i}{M_i}}{\frac{P_e}{M_e} + \sum \frac{P_i}{M_i}}$$

avec P_i = Poids d'un corps i entraîné = P_{i_1} - P_{i_2}

Pour un mélange de T.B.P. et de dodécane, nous aurons :

$$\mathbf{E} = \frac{\mathbf{p}}{\sum_{\mathbf{p'_i}} \mathbf{x_i}} \qquad \frac{\frac{\mathbf{P_D}}{\mathbf{M_D}} + \frac{\mathbf{P_T}}{\mathbf{M_{ir}}}}{-\frac{\mathbf{P_e}}{\mathbf{M_e}} + \frac{\mathbf{P_D}}{\mathbf{M_D}} + \frac{\mathbf{P_T}}{\mathbf{M_{ir}}}}$$

P = poids de dodécane effectivement entraîmé, c'est-à-dire:

$$P_D = P_{D_1} - P_{D_2}$$

 $P_{\!\scriptscriptstyle T}$ = poids de T.B.P. effectivement entraîné.

On remarquera que $\frac{P_D}{M_D} + \frac{P_T}{M_T}$ est petit devant $\frac{P_e}{M_e}$ à cause de la grande différence des masses moléculaires de l'eau (18), du dodécane (170) et du T.B.P. (266). Pratiquement, on peut écrire :

$$E = \frac{p}{\sum_{p'_{i}} x_{i}} = \frac{\frac{P_{D}}{M_{D}} + \frac{P_{T}}{M_{T}}}{\frac{P_{e}}{M_{e}}}$$
 ou encore

$$E = \frac{p}{\sum p'_{i} x_{i}} \frac{M_{e}}{P_{e}} \left[\frac{P_{D}}{M_{D}} + \frac{P_{T}}{M_{T}} \right]$$

1° - Applications.

Solvant à 30 p. 100 de T. B. P.

$$\label{eq:poids} E = 0.092 \quad \frac{p}{\sum p'_i \ x_i} \quad \frac{P_m}{P_e} \quad ; \qquad \frac{P_m}{\sum p'_i \ x_i} \quad \text{est donné en annexe 1-4}$$

Solvant à 40 p. 100 de T.B.P.

$$E = 0.088 \frac{p}{\sum_{p_i} x_i} \frac{P_m}{P_e}$$

$$\sum p_i^i$$
 x_i est donné en annexe 1-3.

2° - Remarque concernant les formules de calcul de l'efficacité.

Ces formules permettent de calculer très rapidement l'efficacité de l'entraînement, mais il est évident que l'efficacité peut également être calculée en faisant le rapport du débit de solvant pratiquement entraîné, au débit de solvant théoriquement entraînable.

Il est d'ailleurs recommandable de ne pas utiliser les formules simplifiées pour des pressions absolues en-dessous de 100 mm Hg, à cause de la grande imprécision de lecture des tensions de vapeur sur les abaques.

D - Entraînement à la vapeur d'eau.

Généralement, ce procédé consiste à injecter de la vapeur d'eau dans un récipient chauffé, contenant le corps à purifier, nécessairement insoluble dans l'eau. L'intérêt de ce procédé est l'abaissement, souvent considérable, du point d'ébullition du mélange.

1° - Application de la règle des phases.

En travaillant avec la vapeur d'eau saturée, la variance du système est 1 . C = 2 Ψ = 3. Le système est monovariant. On retrouve la loi précédemment énoncée, c'est-à-dire qu'à une pression donnée, correspond une température d'ébullition fixe.

Par contre, il suffit de travailler avec de la vapeur d'eau surchauffée C=2 $\Psi=2$ pour porter la variance à 2. Dans ces conditions, sous une pression donnée, nous pouvons faire varier la température.

2'- Procédé.

La stabilité du T.B.P. à haute température est assez mauvaise. Même distillé à 75° le T.B.P. possède un spectre infra-rouge différent de celui du T.B.P. pur. Cependant, la réaction de décomposition est nette, surtout à partir de 150°C. Aussi a-t-on cherché à réaliser un procédé continu dans lequel le temps de séjour du T.B.P. serait le plus faible possible. On pour-ra alors travailler à des températures relativement élevées sans risquer de dégrader cette molécule fragile. Dès lors, le procédé se résume ainsi:

1. Production de vapeur d'eau surchauffée à un débit réglable et contrôlé

- 2. Préchauffage du solvant
- 3. Mélange des deux constituants dans un convergent-divergent
- 4. Surchauffe du mélange
- 5. Séparation des gouttelettes "lourdes" par centrifugation (cyclone)
- 6. Condensation de l'hétéro-azéotrope
- 7. Séparation physique des deux phases.

Le schéma de l'ensemble est représenté sur la figure 1-1.

III. - APPAREILLAGE UTILISE POUR LES ESSAIS.

L'installation d'essais schématisée sur la figure 1-1 est constituée de plusieurs parties ; chacune d'elles fait l'objet des descriptions qui suivent :

1° - Alimentation en vapeur d'eau surchauffée.

La vapeur d'eau est prise sur un réseau de l'usine, sans aucune régulation, ni de débit, ni de pression. Après détente et passage dans un séparateur, elle est surchauffée dans un tube par des résistances électriques. Le réglage du chauffage se fait en agissant manuellement sur la tension d'alimentation. La température de la vapeur surchauffée est enregistrée sur un appareil potentiométrique grand format "MECI". La vapeur est envoyée directement dans le venturi après surchauffe. La mesure du débit s'effectue en déterminant, à l'aide d'une éprouvette, la quantité d'eau condensée à la sortie de l'installation (mesure très précise).

2° - Alimentation en solvant.

Le solvant, préalablement neutralisé, est aspiré dans un réservoir par une pompe doseuse pour être envoyé dans l'axe du venturi à l'aide d'une aiguille de 3 à 4 mm de diamètre.

Avant l'injection, le solvant passe dans un réchauffeur, constitué d'un tube de 40/44 en acier inoxydable, entourant un thermoplongeur de 4 kW, d'un diamètre extérieur d'environ 32 mm. L'espace annulaire très faible permet une grande vitesse, d'où le temps de séjour extrêmement réduit. Nous avons le même système de réglage du chauffage que précédemment, avec enregistrement sur "MECI". Le réglage du débit s'effectue manuellement en agissant sur une petite vanne pointeau. Sa mesure, comme pour la vapeur, s'effectue par éprouvette graduée.

3° - Injecteur.

Il est constitué d'un convergent-divergent (venturi). Nous avons choisi un appareil de ce genre pour favoriser le mélange et pour faire des gouttes petites et calibrées.

4° - Réchauffeur du mélange et séparation du liquide dans les vapeurs.

Nous traitons ces deux questions ensemble car elles sont étroitement liées. L'appareillage a varié au cours du temps et nous allons en montrer l'évolution.

a) - Première étape.

Au début des essais, nous avions un simple tube autour duquel était enroulée une résistance électrique et qui nous servait de réchauffeur de mélange (réchauffeur-tube). Cet appareil était associé à un petit cyclone (cyclone n° 2) où nous avions une grande vitesse (section

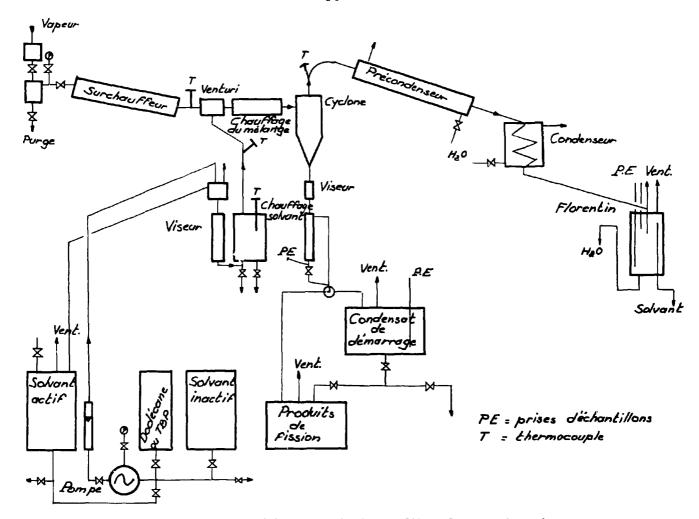


Fig. 1-1 - Schéma de principe de l'installation d'essai

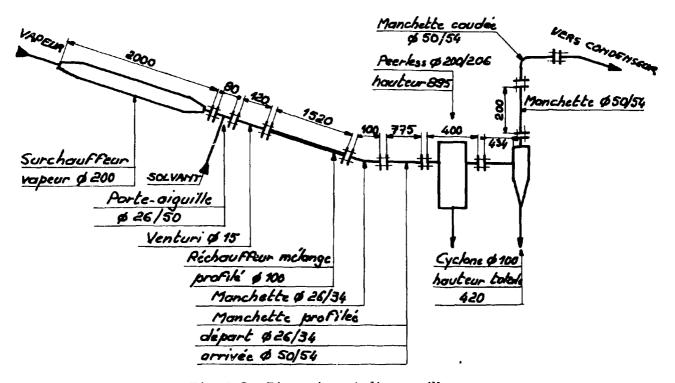


Fig. 1-2 - Dimensions de l'appareillage

d'entrée 15 x 30 mm). La première partie des essais actifs a é é effectuée avec cet ensemble et nous nous efforcions d'avoir très peu de liquide au pied du cyclone (environ 1 p. 100).

b) - Deuxième étape.

Nous avons interposé entre le réchauffeur-tube et le cyclone n° 2 un autre cyclone (cyclone n° 1) qui servait en même temps de réchauffeur. Nous avons enroulé des résistances électriques à l'extérieur de la partie cylindrique. En fait, ce nouveau cyclone cumulait les deux fonctions, réchauffeur et séparateur. Nous voulions éviter une condensation du mélange à son arrivée dans le cyclone, condensation qui aurait amené une quantité de résidus plus grande, sans rien changer à la décontamination. Nous augmentions aussi le temps de séjour, donc l'efficacité. Ce cyclone, placé dans la première position en tant que séparateur, est resté installé pendant la plus grande partie des essais. Son effet, comparé à celui d'un cyclone classique a été étudié au cours des essais actifs.

c) - Troisième étape.

Les cyclones n° 2 et n° 1 sont restés dans leurs positions respectives, mais le réchauffeur-tube a été remplacé par un réchauffeur profilé. Le réchauffeur-tube était un simple tube en acier inoxydable. Le réchauffeur profilé était au contraire constitué d'un tube de bien plus gros diamètre, avec un divergent à l'entrée qui était la continuation du divergent du venturi. La sortie, en forme de convergent, s'adaptait sur l'entrée du cyclone. Nous voulions ainsi augmenter le temps de séjour, donc l'efficacité.

d) - Quatrième étape.

Nous avons voulu voir l'effet d'un séparateur de liquide type "Peerless". Cet appareil est constitué d'une capacité dans laquelle sont disposées des chicanes. L'ensemble des chicanes combine l'effet de choc contre les parois et la force centrifuge. Le Peerless n'a été testé qu'au cours des essais actifs, nous en reparlerons à ce moment-là. Il a occupé successivement deux positions différentes, comme premier séparateur associé à un seul cyclone (cyclone n° 3), comme dernier séparateur installé après les cyclones 1 et 3. Le cyclone 3 a remplacé le cyclone 2 pour avoir une vitesse de 25 m/s à l'entrée. C'est uniquement une raison de capacité qui a motivé son remplacement. Enfin, nous avons essayé un cyclone n° 4 non chauffé, pour voir l'influence du chauffage sur son fonctionnement.

5° - Installation de vide.

Le vide est fait avec une pompe à anneau liquide et n'est pas régulé.

6° - Condenseur et décanteur.

La condensation se fait dans un appareil à surface avec l'eau comme fluide réfrigérant. Le décanteur est du type florentin.

7° - Lavage du solvant entraîné.

La dégradation thermique du T.B.P. entraîne la formation de quantités plus ou moins importantes de D.B.P.; à 200 mm Hg et à 160°C nous avons trouvé au maximum 165 mg/l de D.B.P. dans le solvant traité, pour un solvant en contenant 95 mg/l à l'entrée. A 100 mm Hg et

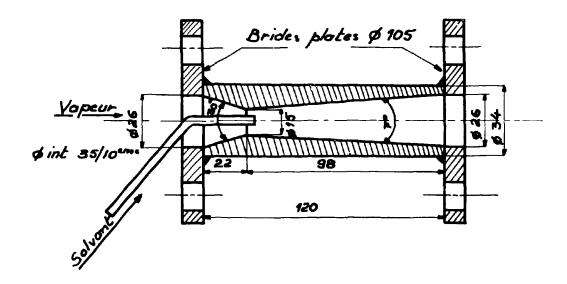


Fig. 1-3 - Schéma du venturi

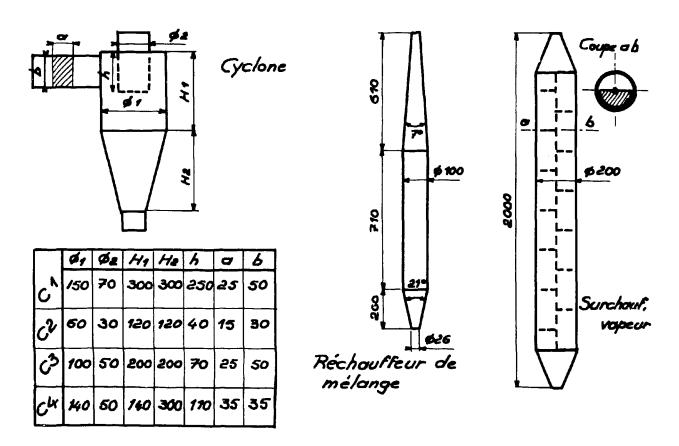


Fig. 1-4 - Dimensions des cyclones - réchauffeur de mélange et surchauffeur de vapeur

105°C, c'est-à-dire à une température beaucoup plus basse, il n'en restait que des traces. Plusieurs analyses indiquaient une quantité inférieure à 5 mg/l pour un solvant initial en contenant 45 mg/l.

L'élimination du D. B. P. par le procédé classique de lavage au carbonate ne présente aucune difficulté. Cependant, il nous a paru intéressant de réaliser un lavage en phase vapeur dans une colonne remplie d'anneaux Raschig. Ce procédé a été finalement abandonné, parce qu'il ne présentait aucun intérêt particulier dans notre cas.

8° - Dimensions de l'installation d'essais.

La figure 1-2 donne les dimensions de l'installation schématisée sur la figure 1-1. Les figures 1-3 et 1-4 donnent les dimensions :

- du venturi,
- des 4 cyclones essayés,
- du réchauffeur de mélange,
- du surchauffeur de vapeur.

Pour les cyclones, les cotes sont données dans un tableau, ce qui rendra la comparaison plus facile.

Quant au schéma du réchauffeur de solvant, le lecteur voudra bien se reporter à la figure 4-2 du chapitre IV (page 70).

CHAPITRE II

RESULTATS EXPERIMENTAUX DES ESSAIS INACTIFS

I. - INTRODUCTION.

A - Paramètres étudiés.

Au cours de ces essais inactifs, nous avons étudié l'influence sur l'efficacité (E) et l'entraînement, des paramètres suivants :

- la vitesse (V) d'injection de la vapeur d'eau d'entraînement au col du venturi,
- le diamètre de l'aiguille d'injection du solvant placée au centre de ce venturi,
- la pression (p),
- la température (T),
- la nature du liquide entraîné.

L'étude de l'entraînement consiste à déterminer la relation qui existe entre le débit poids de vapeur d'entraînement et le débit poids de liquide entraîné.

Dans la suite de l'exposé nous appellerons :

P = débit poids de dodécane en kg/h,

 P_t = débit poids de T.B.P. en kg/h,

 P_{m} = débit poids de mélange, dodécane et T.B.P. en kg/h,

P. = débit poids de vapeur, en kg/h.

Pour ces essais, nous avons utilisé d'abord deux corps purs, le dodécane et le tributylphosphate, et ensuite le mélange de ces deux corps.

B - Mode opératoire.

Nous avons commendé nos essais par l'étude de l'influence sur l'efficacité de :

la vitesse au col du venturi,

la pression de fonctionnement,

la température de fonctionnement.

Ces essais, effectués avec du dodécane pur, du T.L.P. pur et le mélange des deux corps, nous ont fourni un certain nombre de résultats intéressants, en particulier en ce qui concerne la vitesse d'injection de la vapeur au venturi.

Ensuite, nous avons regardé l'influence sur le débit de liquide entraîné de la nature du fluide (corps purs et mélange), de la pression et de la température.

Les résultats obtenus au cours de ces essais, confirmés par la théorie, ont déterminé définitivement l'orientation à donner aux essais suivants, c'est-à-dire aux essais actifs.

Le lecteur trouvera, à la fin de ce chapitre, les résultats d'essais effectués avec des aiguilles de différents diamètres et l'influence du pourcentage de T.B.P. dans le solvant sur l'entraînement.

Avant d'aborder l'énoncé et le commentaire des résultats expérimentaux, il faut noter les deux points qui suivent :

- le débit du solvant a, tout au long des essais, été ajusté de façon à n'avoir qu'un pourcentage de résidu au pied des séparateurs très faible (de l'ordre de 1 p. 100).
 - tous les essais sur les corps purs (dodécane et T.B.P.) ont été effectués avec : une aiguille de diamètre 2 mm (sauf pour les essais d'aiguilles) un venturi de diamètre 8 mm au col.

Pour les essais sur le mélange, l'aiguille de 2 mm et le venturi de 8 mm ont été conservés, sauf pour l'étude de l'entraînement à pression variable où le venturi avait 15 mm de diamètre au col.

II. - <u>INFLUENCE DE LA VITESSE AU COL DU VENTURI, DE LA PRESSION ET DE LA TEMPE-RATURE SUR L'EFFICACITE</u>.

A - Etude des corps purs.

1° - Vitesse optimale au venturi.

La vitesse au col du venturi a été calculée en prenant le débit volume de la vapeur d'eau à la pression de fonctionnement. La section prise est celle du col.

- Dodécane à 100°C.

La figure 2-1 montre que pour du dodécane à 100°C, le rendement croît rapidement pour décroître aussi rapidement ensuite. La vitesse optimale est d'environ 130 m/seconde.

- T.B. P. à 160℃.

Pour du T.B.P. à 160°C, le phénomène est moins prononcé, mais la vitesse optimale garde la même valeur que pour du dodécane. La valeur maximale du rendement est d'environ 40 p. 100 alors qu'elle était de 71 p. 100 pour le dodécane.

La température de 160°C choisie est un compromis entre le risque de dégradation et la nécessité de ne pas trop diminuer la capacité de l'appareil. En effet, nous verrons plus loin que le débit de liquide entraîné baisse très vite avec la température. En ce qui concerne la dégradation, nous l'avons limitée au maximum en augmentant les vitesses dans l'appar eillage.

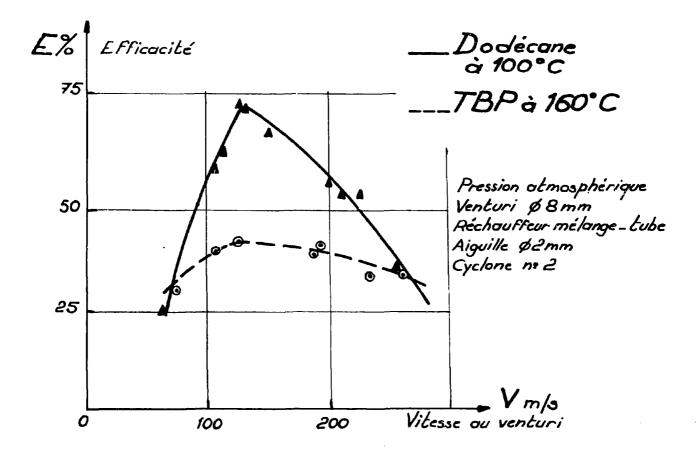


Fig. 2-1 - Courbes d'efficacité en fonction de la vitesse au venturi pour deux corps purs

2° - Influence de la pression.

- Dodécane à 100°C.

L'efficacité est optimale pour une pression absolue de fonctionnement d'environ 450 mm de Hg.

- T.B.P. à 120℃.

Les variations ont la même allure, mais l'efficacité est optimale pour une pression absolue différente (600 mm Hg).

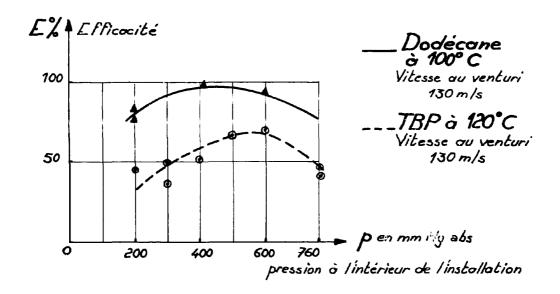


Fig. 2-2 - Courbes d'efficacité en fonction de la pression pour deux corps purs

3° - Influence de la température.

TABLEAU 2-1
INFLUENCE DE LA TEMPERATURE
SUR L'EFFICACITE POUR DU DODECANE

Vap	Vapeur Dodécane		Vapeur +	P	р	-	Sortie		
T (en °C)	P _v (en g)	T (en °C)	Pd (en g)	Dodécane T (en °C)	$\frac{I_v}{P_d}$	abs. en mm Hg	E (en p. 100)	Cyclone en p. 100 Pm	
100	10 350	100	1 140	100	9, 1	760	52	1 p. 100	
100	11 700	100	1 338	100	8, 75	11	54	11	
160	10 100	160	1 590	160	6,35	11	7, 2	"	
160	11 100	160	1 780	160	6,23	t i	7, 5	11	

L'efficacité baisse quand la température augmente.

B - Etude sur le mélange des deux corps purs.

Pour cette étude nous avons pris un mélange contenant 40 p. 100 en volume de T.B.P. et 60 p. 100 en volume de dodécane.

1° - Vitesse optimale au col du venturi.

Le tableau 2-2 montre que, pour un mélange, l'efficacité est peu influencée par la vitesse au col du venturi. Nous considérons alors qu'il n'existe pas de vitesse optimale pour un mélange.

TABLEAU 2-2

VARIATION DE L'EFFICACITE EN FONCTION

DE LA VITESSE AU VENTURI POUR UN MELANGE

Mélange à Valeur 40 p. 100 T. B. P.		Vapeur + Mélange T	$P_{_{\!\scriptscriptstyle y}}$	p abs.	E	Sortie Cyclone (en p. 100	Vitesse au Venturi		
T (en °C)	Pv (en g)	T (en °C)	Pm (en g)	(en °C)	Pm	en mm Hg	(en p. 100)	de Pm)	en m/s
162	6 400	161	535	162	11,9	760	6,2	<1 p. 100	69
159	6 530	160	563	161	11,6	11	6, 4	11	70,5
160	9 600	162	882	161	10,7	11	6,9	11	103,5
158	11 800	160	1 210	161	9,7	11	7,6	11	127,5
159,5	14 350	159,5	1 260	160	11,4	11	6,5	11	155
157	18 850	159,5	1 865	159	10, 1	11	7, 4	11	203
159,5	19 500	162	1 865	162	10,4	ŧf	7,2	. 11	210
160	24 300	159,5	2 020	160	12,1	11	6,2	11	260

Interprétation.

Pour expliquer le peu de dépendance de la vitesse et de l'efficacité, nous pensons qu'il faille envisager deux phénomènes d'influence inverse.

Premier phénomène = L'augmentation de la vitesse d'entrée de la vapeur (ou vitesse au col) entraîne une meilleure pulvérisation du liquide entraîné, donc une surface de vaporisation croissante. Il s'ensuit que l'efficacité de l'appareil croît, puisque la vaporisation est meilleure.

Deuxième phénomène = Le temps de contact ou temps de séjour diminue sous l'effet d'une vitesse plus grande. Ce facteur intervient en compensation du phénomène précédent. Il n'est donc pas anormal de trouver que pour un mélange la vitesse au venturi est sans influence sur l'efficacité.

Cette interprétation ne contredit pas les résultats obtenus avec du dodécane. Pour un corps très volatil, à faible vitesse, le premier phénomène l'emporte sur le second jusqu'à une vitesse optimale, au-dessus de laquelle le second phénomène commence à prendre de l'importance. Cette vitesse optimale est beaucoup moins marquée dans le cas du T.B.P., corps peu volatil.

2° - Influence de la pression.

L'efficacité atteint difficilement 15 p. 100, alors que nous avions 40 p. 100 pour du T.B.P.

Sur la figure 2-3, on constate une très faible variation de l'efficacité avec la pression de fonctionnement.

3° - Influence de la température.

Il suffit de comparer les résultats obtenus dans le tableau 2-2 (à 160°C) avec ceux du tableau 2-3 (à 100°C) pour se rendre compte que la température a une grande influence sur l'efficacité de l'entraînement.

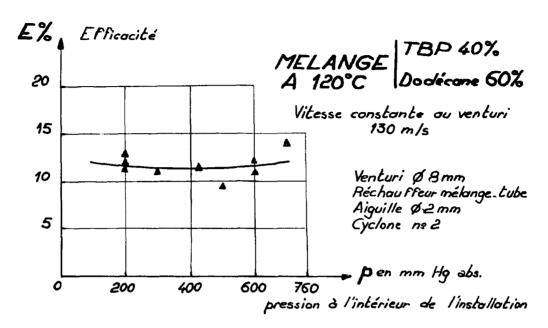


Fig. 2-3 - Courbe d'efficacité en fonction de la pression pour un mélange

TABLEAU 2-3

INFLUENCE DE LA TEMPERATURE

SUR L'EFFICACITE POUR UN MELANGE

(voir également le tableau 2-2)

Vapeur		Mélange à 40 p. 100 T.B.P.		Vapeur + Mélange Pv		p abs.	E (27 % 100)	Sortie Cyclone	
T (en °C)	P _v (en g)	T (en °C)	Pm (en g)	(en °C)	$ ho_{ m m}$	en mm Hg	(en p. 100)	(en p. 100 de $P_{\rm m}$)	
100	14 360	101	286	100	50	760	13, 3	<1 p. 100	
100	14 300	105	2 52	104	56,7	11	11,8	11	
100	14 500	100	257	102	56,5	# #	11,8	rt .	

Pour le même mélange à 160°C l'efficacité était d'environ 7 p. 100 (voir le tableau 2-2) alors qu'elle est de 12 p. 100 à 100°C.

Ce résultat est intéressant puisque le fait de baisser la température augmente l'efficacité donc diminue les risques de dégradation des produits entraînés. En fait, le plus important est

l'amélioration de l'entraînement avec la diminution de température. Cette question sera reprise dans le paragraphe suivant.

C - Conclusions.

De ces essais, nous pouvons dégager les quatre points suivants :

- 1 Pour un mélange, l'efficacité atteint difficilement 15 p. 100, alors que l'on peut avoir 40 p. 100 pour du T.B.P. pur et 71 p. 100 pour du dodécane.
- 2 La vitesse au col du venturi -

Pour les corps purs, l'efficacité présente un optimum très marqué pour une vitesse de 130 m/s., alors que pour le mélange il n'y a pas d'optimum.

- 3 La température est le facteur déterminant de l'efficacité. La meilleure efficacité est obtenue pour des basses températures. Ce résultat est très intéressant car nous devons également nous efforcer de limiter la température pour des questions de dégradation.
- 4 Enfin, la pression n'a pratiquement aucune influence sur l'efficacité.

III. - COURBES DE DEBITS OU COURBES D'ENTRAINEMENT.

A - Influence de la nature du liquide entraîné.

1 - Courbes de débits pour le dodécane et le T.B.P. à la pression atmosphérique.

Ces courbes, figure 2-4, traduisent la relation entre le poids de vapeur d'entraînement et le poids de liquide entraîné.

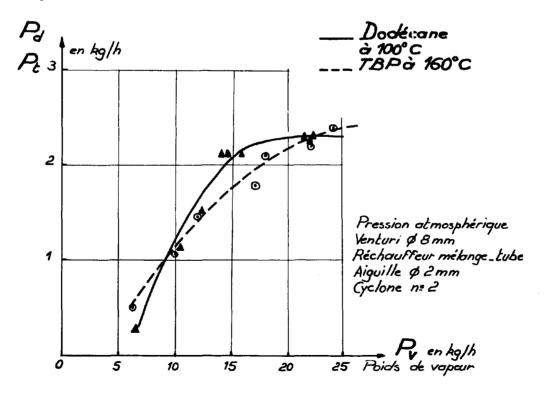


Fig. 2-4 - Courbes de débits pour deux corps purs à la pression atmosphérique

Pour le dodécane, on remarque qu'il existe un débit limite de liquide entraîné. Avec un venturi de 8 mm et une aiguille de 2 mm il est impossible d'entraîner plus de 2, 4 kg/h de dodécane. Dans ce cas, on consommera environ 20 kg/h de vapeur et la vitesse au venturi sera égale à 200 mètres/seconde environ. On est loin de la vitesse optimale de 130 m/seconde.

Pour le T.B.P. nous trouvons les mêmes résultats.

2 - Courbe de débits pour un mélange à la pression atmosphérique.

Pour le mélange, la courbe de débits (figure 2-5) est en-dessous des deux précédentes pour les corps purs, mais elle présente la même allure et elle tend aussi vers une limite.

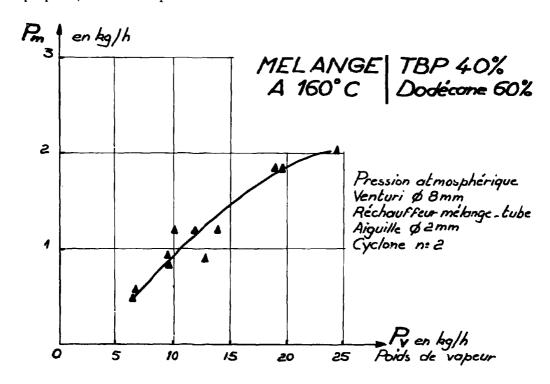


Fig. 2-5 - Courbe de débits pour un mélange à la pression atmosphérique

Cette limitation de l'entraînement est évidente ; elle est due au diamètre de l'aiguille et à son circuit d'alimentation. Ceci explique d'ailleurs très bien les valeurs limites atteintes sensiblement au même niveau pour le dodécane, le T.B.P. et le mélange. La légère différence est vraisemblablement le fait de la viscosité.

En conclusion, avec 15 kg de vapeur, un venturi de 8 mm et une aiguille de 2 mm, on entraînera:

- sensiblement la même quantité de dodécane et de T.B.P., soit 2 kg environ,
- seulement 1,5 kg de mélange à 40 p. 100 de T.B.P.

B - Influence de la pression de fonctionnement sur l'entraînement.

La figure 2-6 représente :

- le réseau de courbes (en trait plein) de débits à pression absolue variable, dans le cas où les

calories nécessaires à la vaporisation du liquide sont apportées par le chauffage d'un tube profilé appelé réchauffeur ;

- le réseau de courbes (en trait interrompu) de débits à pression absolue variable, dans le cas où les calories sont apportées par la vapeur d'entraînement. Dans ce cas la vapeur doit être surchauffée à plus de 260°C. Nous n'avons pas porté les points expérimentaux ayant servi à tracer ces courbes par souci de clarté.

Il apparaît clairement que l'entraînement par la vapeur très surchauffée est plus intéressant. On entraîne davantage de solvant pour une même quantité de vapeur. Malgré cela, nous ne pourrons pas retenir cette solution pour deux raisons :

- la dégradation du solvant par la vapeur surchauffée est à craindre,
- les facteurs de décontamination en actif sont moins bons (cette question sera vue plus tard).

Reprenons donc les courbes qui nous intéressent, c'est-à-dire celles où la vapeur est admise à la même température que le liquide à entraîner. Cette température est maintenue constante jusqu'à la séparation, par un tube réchauffeur qui apporte les calories nécessaires à la vaporisation du liquide. Nous constatons alors que, pour une même quantité de vapeur et une même température de fonctionnement, on entraînera d'autant plus de liquide que la pression est plus faible. C'est ainsi qu'à 200 mm de Hg (pression absolue) on entraînera 4 fois plus de liquide qu'à la pression atmosphérique avec 15 kg de vapeur.

Ce résultat milite en faveur d'une marche sous vide, puisqu'on aura alors ;

- un meilleur entraînement,
- la possibilité d'abaisser la température pour des conditions de vaporisation identiques, ce qui diminuera les risques de dégradation et augmentera l'efficacité.

Nous allons maintenant voir l'influence de la température sur les courbes d'entraînement.

C - Influence de la température de fonctionnement sur l'entraînement.

La figure 2-7 représente les courbes de débits établies dans les mêmes conditions de marche que les courbes (en trait plein) de la figure 2-6, mais avec une température uniforme de 140°C au lieu de 160°C.

De la figure 2-7, il apparaît qu'une diminution de la température :

- abaisse les courbes de débits ; on entraînera alors moins de liquide pour une même quantité de vapeur d'entraînement,
- rend les courbes asymptotiques à partir d'un certain débit de vapeur (environ 20 kg) pour des pressions absolues jusqu'à 400 mm Hg, quand on fonctionne à 140°C.

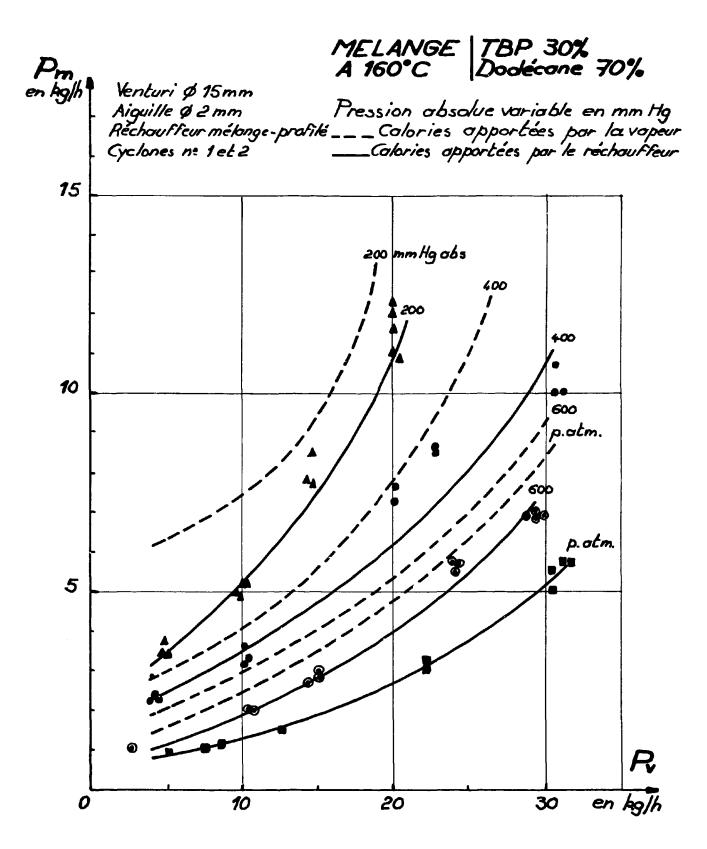


Fig. 2-6 - Courbes de débits pour un mélange à 160°C et à différentes pressions absolues

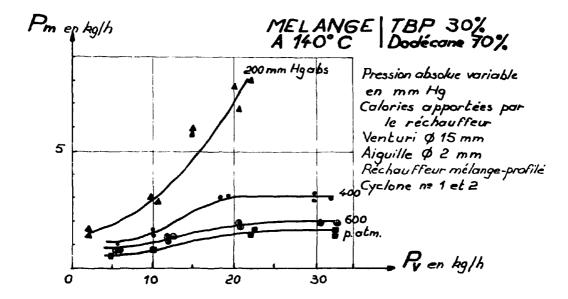


Fig. 2-7 - Courbes de débits pour un mélange à 140°C et à différentes pressions absolues

Alors qu'avec 10 kg par heure de vapeur on entraînait 5 kg de mélange à 200 mm Hg - 160°C, on n'entraîne plus que 3 kg à la même pression et à 140°C, soit avec 20° de moins seulement.

On retrouve ici la limitation du débit de liquide entraîné constatée précédemment. L'explication qui en a été donnée reste valable et explique aussi l'échelonnement des limitations avec la pression. A une pression absolue de 400 mm Hg on dispose d'une différence de pression plus grande qu'à la pression atmosphérique, on peut alors débiter davantage.

A la pression atmosphérique et à 160°C, la limitation était de 2 kg et n'est plus que de 1,6 environ à 140°C. Ceci peut s'expliquer par l'augmentation de viscosité qui, en accroissant les pertes de charge, limite le débit.

Interprétation.

Qualitativement, l'effet de la température et de la pression était à prévoir. Toutes les courbes d'entraînement (poids de vapeur en fonction du poids de mélange entraîné) ont été tracées en s'efforçant d'avoir, au cours des essais, au plus 1 p. 100 de liquide non vaporisé (résidus au cyclone).

Dans ce cas il est donc normal d'obtenir :

- une chute de la quantité de mélange entraîné avec la température ; une plus faible température diminue la vaporisation ;
- une augmentation de la quantité de mélange entraîné avec le vide, la vaporisation se trouvant facilitée.

Quantitativement, l'effet de la température et de la pression peut être calculé par la formule trouvée précédemment :

$$\frac{P_e}{P_a} = \frac{p - p'_a}{p'_a} \cdot \frac{M_e}{M_a}$$

Nous avons fonctionné avec un résidu inférieur à 1 p. 100, on peut alors négliger P_{a_2} devant P_{a_1} .

Cette formule montre que:

- quand la température diminue p_a^i diminue également, les autres termes restant égaux, l'expression p_a^i p_a^i augmente. Avec une même quantité de vapeur on entraînera donc moins de mélange ;
- quand le vide augmente, p diminue, les autres termes restant égaux, l'expression P_e / P_a diminue donc. Avec une même quantité de vapeur, la quantité de mélange entraîné croît avec le vide.

D - Conclusions.

- 1 Pour un même poids de vapeur d'entraînement, on entraînera environ 4 fois plus de liquide à la pression absolue de 200 mm Hg qu'à la pression atmosphérique.
- 2 L'entraînement varie dans le même sens que la température. Il est moins bon si la température baisse.
- 3 Ces deux résultats, très importants, montrent l'intérêt du fonctionnement sous vide :
 - au point de vue entraînement,
 - au point de vue niveau de température.

IV. - INFLUENCE D'AUTRES PARAMETRES.

A - Influence du diamètre de l'aiguille.

Nous avons essayé des aiguilles de 2, 3 et 4 millimètres de diamètre, avec un venturi de 15 mm.

La figure 2-6 précédente, représentant les courbes de débits pour une aiguille de 2 mm, doit être comparée aux résultats obtenus avec une aiguille de 3 mm représentés figure 2-8. On remarque que toutes les courbes de la figure 2-8 sont au-dessus de celles de la figure 2-6. On voit donc que l'aiguille de 3 mm est plus intéressante que l'aiguille de 2 mm au point de vue entraînement.

A 200 mm de Hg et avec 15 kg de vapeur et un venturi de 15 mm, on entraînera 9,5 kg de liquide avec une aiguille de 3 mm, et seulement 7,5 kg avec une de 2 mm.

Nous avons dû abandonner les essais avec une aiguille de 4 mm, à cause d'une quantité excessive de liquide recueilli au pied du cyclone. Dans ce cas, nous avions manifestement une mauvaise pulvérisation (gouttes trop grosses).

En conclusion, il existe un diamètre d'aiguille optimum. Nous recommandons une aiguille de 3 mm, dimension qui a donné les meilleurs résultats.

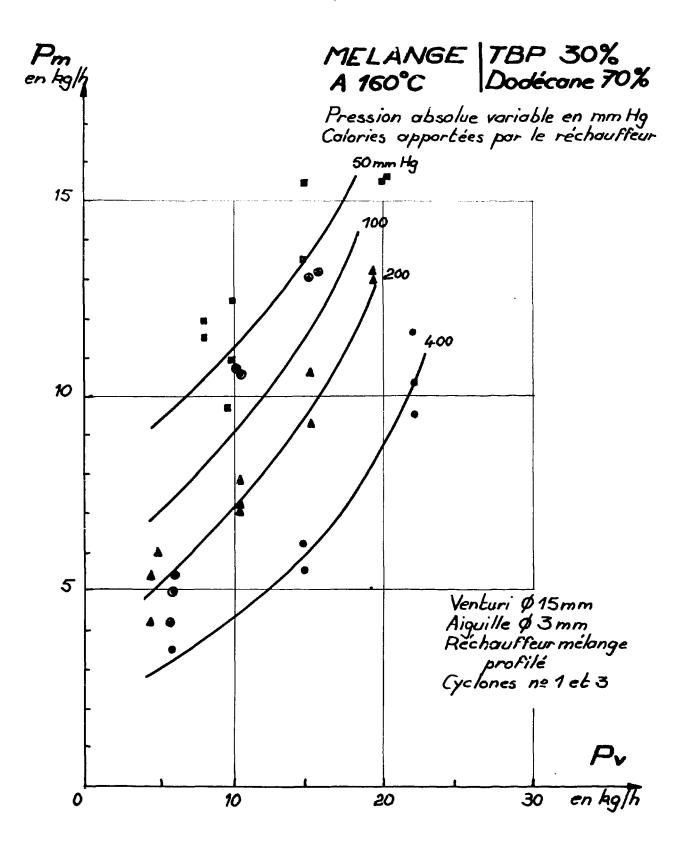


Fig. 2-8 - Courbes de débits pour un mélange à 160°C avec une aiguille de 3 mm au lieu de 2 mm (figure 2-6)

B - Influence du pourcentage de T.B.P. dans le mélange.

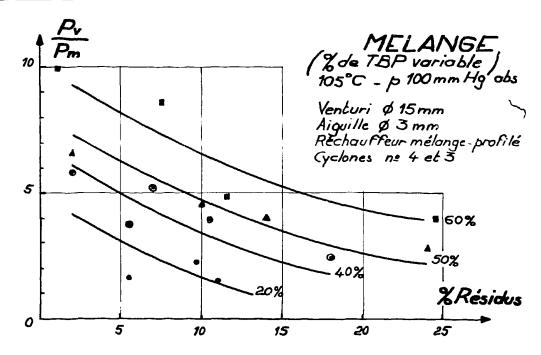


Fig. 2-9 - Relation entre l'entraînement, le pourcentage de résidus et le pourcentage de T.B.P.

L'étude de cette influence a été faite après les essais actifs dans des conditions que nous jugeons les meilleures pour la décontamination du solvant. Chronologiquement, il faudrait donc la placer après tous les essais actifs, mais nous préférons l'inclure dans ce chapitre puisqu'il s'agit d'essais inactifs.

Le sens véritable et l'importance de ces relations apparaîtra clairement au cours de la lecture des résultats d'essais actifs.

V. - RESULTATS ACQUIS.

Nous ne reviendrons pas sur les conclusions qui ont été tirées après chaque paragraphe.

Au cours des essais actifs, où nous nous sommes surtout efforcé d'obtenir un bon entraînement, nous avons obtenu un certain nombre de résultats que nous allons considérer comme acquis pour la suite des essais.

Dans le chapitre qui suit nous chercherons une bonne décontamination en essayant de la concilier avec l'efficacité du procédé.

Les résultats acquis au cours des essais actifs sont les suivants :

Pour le matériel

- le dessin du venturi sera fait de façon à obtenir une vitesse d'environ $130\ \mathrm{m/seconde}$ au col ;
 - le diamètre de l'aiguille sera prévu égal à 3 millimètres ;
 - le nombre d'aiguilles sera tel qu'à une aiguille corresponde l'équivalence d'une section

circulaire de diamètre 15 mm au col du venturi.

Pour les conditions de marche.

- Il y a un intérêt évident à fonctionner sous vide.
- La température est un facteur important, tant au point de vue efficacité qu'au point de vue entrefinement. Les deux influences se font sentir en sens inverse. Nous reprendrons cette question en cours des essais actifs.
- VI. INTERPRETATION MATHEMATIQUE DE LA VAPORISATION DE GOUTTES d'un liquide pur, entraînées par un gaz chaud dans un tube cylindrique de longueur x Longueur optimale du tube -

Désignons par :

- P pression absolue dans le tube
- p pression partielle théorique du corps pur (i) entraîné à la température de fonctionnement.
- p pression partielle du corps (i) entraîné au point d'abscisse x dans le tube.
- K constante d'évaporation
- S surface d'évaporation
- D diamètre d'une goutte à l'entrée du tube
- $\mathbf{D}_{\mathbf{x}}$ diamètre d'une goutte au point d'abscisse x dans le tube
- ρ poids spécifique du liquide pur entraîné
- L débit poids de liquide entraîné
- N nombre total de gouttes présentes à un instant donné, dans le tube
- température de fonctionnement
- a vitesse des gouttes dans le tube
 - on a x = at
- t temps
- temps que met une goutte pour parcourir la distance x
- Q poids de liquide vaporisé

A - Expression générale.

La loi générale à evaporation s'écrit:

$$Q = \frac{KS}{P} (p_i - p_{ix}) t$$
 (1)

Dans l'exposé qui va suivre, nous nous proposons d'établir, à partir de l'expression ci-dessus, la loi qui régit l'évaporation de gouttes d'un liquide pur dans un tube cylindrique de longueur x.

Par hypothèse, nous admettons la conservation du nombre de gouttes tout au long du tube. Nous supposons également que la température et la pression restent uniformes.

Posons:

$$p_{ix} = p_i$$
 $\left[1 - e^{-\frac{\alpha t_x}{P}} \right]$

dans laquelle a est une constante caractéristique du corps.

La présence de P traduit le fait que dans le vide l'évaporation est instantanée.

Nous introduisons la vitesse des gouttes dans le tube et la longueur de celui-ci pour exprimer la loi générale, en fonction de l'abscisse x et non en fonction du temps.

$$p_{ix} = p_i \quad \left[1 - e^{-\frac{\alpha x}{a}} \right] \quad (2)$$

Prenons un élément de volume infiniment petit d'épaisseur dx. A l'intérieur de ce volume élémentaire, la surface d'évaporation est celle de toutes les gouttes qui y sont comprises ; soit n ce nombre de gouttes,

on a :
$$S_x = \pi D_x^2 n_x$$

Exprimons $n_{\tilde{X}}$ en fonction du débit poids de liquide à entraîner M ; la masse d'une goutte (diamètre D) à l'entrée du tube est :

Le nombre total de gouttes N comprises entre l'entrée et la sortie du tube, a pour expression :

$$N = \frac{L}{\rho \pi D_0^3} \frac{x}{a}$$

Il est maintenant facile de déterminer n puisque :

$$n_x = N \frac{dx}{x}$$
, soit $n_x = \frac{6 L}{\rho \pi D_0^3 a}$ dx

La surface d'évaporation correspondante a pour expression :

$$S_{x} = \frac{6 L D_{x}^{2}}{a \rho D_{o}^{3}} dx \qquad (3)$$

En considérant le tube en régime permanent, la quantité totale de liquide évaporée dans cet élément de volume pendant le temps t, a pour valeur :

$$dQ = \frac{Kt \ 6 \ L \ D_x^2}{P_a \ \rho \ D_0^3} \quad P_i \quad e^{-\frac{\alpha x}{a}} \quad dx$$

Expression obtenue en remplaçant S et $(p_i - p_{ix})$ de l'expression (1) par les expressions (2) et (3).

Pour trouver la quantité totale évaporée tout au long du tube de longueur x, il suffit d'intégrer l'expression précédente :

$$Q = \frac{Kt + 6 p_i L}{P_a \rho p_0^3} \int_0^x p_x^2 e^{-\frac{\alpha x}{a}} \frac{dx}{P} dx$$
 (4)

Cette quantité totale évaporée est aussi égale au nombre de gouttes multiplié par la perte de poids d'une goutte entre l'entrée et la sortie du tube.

$$Q = \frac{6 L}{\rho \pi D_o^3} \left[\frac{\rho \pi D_o^3}{6} - \frac{\rho \pi D_o^3}{6} \right] t$$

$$Q = L t \left[1 - \left(\frac{D_x}{D_o} \right)^3 \right]$$
 (5)

En écrivant l'égalité des 2 expressions de $\,Q\,$, on obtient :

$$\frac{6 \text{ K L p}_{i} \text{ t}}{P_{a} \rho_{D_{o}}^{3}} \int_{0}^{x} D_{x}^{2} e^{-\frac{\alpha x}{a} \overline{P}} dx = \text{L t} \left[1 - \left(\frac{D_{x}}{D_{o}} \right)^{3} \right]$$

Ce qui peut aussi s'écrire sous la forme :

$$\frac{6 \text{ K p}_{i}}{\text{Pa } \text{P}} \quad \text{D}_{x}^{2} \quad \text{e}^{-\frac{\alpha x}{\text{a} P}} \quad \text{dx} = -3 \text{ D}_{x}^{2} \quad \frac{3 \text{ D}_{x}}{3 \text{ x}} \quad \text{dx}$$

L'intégration de cette équation différentielle donnera la fonction $D_x = f(x)$. On aura alors le diamètre d'une goutte en un point d'abscisse x. Les variables se séparent et l'intégration est immédiate ; on obtient :

$$\frac{6 \text{ K p}_{i} \text{ a } P}{3 \text{ Pa } \rho \alpha} = \frac{\alpha x}{\text{a } P} + k = D_{x}$$

$$A = \frac{2 \text{ K p}_{i} \text{ a } P}{P \text{a } \rho \alpha} = \frac{2 \text{ K p}_{i}}{\alpha \rho}$$

$$D_{x} = A \text{ e}^{-\frac{\alpha x}{\text{a } P}} + k$$

Posons:

on a alors:

La valeur de la constante d'intégration k peut être trouvée facilement puisqu'à l'entrée du tube (x = 0) le diamètre d'une goutte est D_0 :

$$k = D_0 - A$$

$$D_{x} = D_{0} - A \left[1 - e^{-\frac{\alpha x}{aP}} \right]$$

Reportons cette valeur de $D_{\mathbf{v}}$ dans l'expression (5) de façon à l'éliminer ; on a : \bullet

$$Q = Lt \left[1 - \left[1 - \frac{A \left(1 - e^{-\frac{\alpha x}{aP}} \right)}{D_o} \right]^3 \right]$$

Reprenons la valeur de A.

L'expression générale de la quantité de liquide vaporisée dans un tube de longueur x est :

$$Q = Lt \left[1 - \left\{ 1 - \frac{2 K p_i}{\alpha \rho D_0} \left(1 - e^{-\frac{\alpha x}{a}} \right) \right\}^{3} \right]$$
 (6)

Remarque

La pression partielle d'un corps dépend uniquement de la température et son expression est sensiblement de la forme :

$$p_i = k \theta^n$$
 $\theta = Température absolue$

Expression valable entre certaines limites.

Dans l'expression générale p_i peut alors être remplacé par k θ^n . On introduira alors la température.

B - Interprétation.

L'expression générale trouvée de la quantité de liquide évaporée dans le cas particulier de gouttes d'un liquide pur, en mouvement uniforme, dans un tube cylindrique, met en évidence l'influence :

- 1 de caractéristiques physiques du corps
 - K constante d'évaporation
 - P poids spécifique
 - α constante de temps de l'équilibre des 2 phases vapeur et liquide d'un corps volatil
- 2 de conditions de marche
 - P pression de fonctionnement
 - $\mathbf{p_i}$ ou θ température de fonctionnement
- 3 de caractéristiques de l'installation
 - x longueur du tube
 - D_O diamètre d'une goutte à l'entrée du tube qui dépend essentiellement du mode d'injection du liquide.

L'étude de l'influence des paramètres peut être simplifiée en remarquant que les seules valeurs intéressantes sont celles pour lesquelles l'expression entre crochets de l'équation (6) est

comprise entre zéro et l'unité. On peut alors écrire :

$$0 \leqslant \left[1 - \frac{2 \operatorname{K} \operatorname{p}_{i}}{\alpha \operatorname{p} \operatorname{D}_{0}} \left(1 - \operatorname{e}^{-\frac{\alpha \operatorname{x}}{a} \operatorname{p}}\right)\right]^{3} \leqslant 1 \qquad (7)$$

Physiquement, une valeur de cette expression supérieure à 1 signifierait que la vaporisation totale du liquide est atteinte avant l'extrémité du tube, ou aussi qu'une quantité plus grande de liquide pourrait être évaporée.

Par ailleurs:
$$0 \leqslant e^{-\frac{\alpha x}{a}} \leqslant 1$$

pour toutes valeurs positives de x - les seules ayant une signification physique.

Il en résulte que :
$$\frac{2 \text{ K p}_{i}}{\alpha \rho D_{o}} \left[1 - e^{-\frac{\alpha x}{a} \overrightarrow{P}} \right] > 0$$
 (8)

pour toutes valeurs positives de x.

Mais pour remplir la condition (1) il faut aussi que (8) soit inférieur ou égal à l'unité :

$$0 \leqslant \frac{2 \, \mathrm{K} \, \mathrm{p}_{\mathrm{i}}}{\alpha \, \rho \, \mathrm{D}_{\mathrm{o}}} \, \left[1 - \mathrm{e}^{-\frac{\alpha \mathrm{x}}{\mathrm{a} \, \mathrm{P}}} \right] \leqslant 1 \tag{9}$$

<u>Conclusion</u>: L'étude des variations de l'expression générale peut être remplacée par l'étude de l'expression (9).

C - Longueur optimale du tube (x opt.)

Théoriquement, la vaporisation sera complète pour une longueur de tube $\mathbf x$, solution de l'égalité

$$\frac{2 \text{ K p}_{i}}{\alpha \rho D_{o}} \left[1 - e^{-\frac{\alpha x}{a}} \right] = 1$$

qui s'écrit après transformation :

$$x_{\text{opt.}} = \frac{aP}{\alpha} \left[\frac{2 \text{ K p}_i}{2 \text{ K p}_i - \alpha P D_0} \right]$$

ou encore, en remplaçant p_i par $k \theta^n$:

$$x_{\text{opt.}} = \frac{aP}{\alpha} \left[\frac{2 K k \theta^{n}}{2 K k \theta^{n} - \alpha \rho D_{0}} \right]$$

Cette expression permet de calculer la longueur du tube nécessaire pour obtenir une vaporisation complète du liquide.

Interprétation :

80000

La longueur du tube pourra être écourtée :

- en diminuant la pression de fonctionnement, la vitesse dans le tube, le diamètre des gouttes,
 - en augmentant la température de fonctionnement.

Il est évident que l'augmentation de la constante d'évaporation permet de diminuer la longueur du tube : c'est ce que nous trouvons. Il en est de même pour la constante de temps α.

*Remarquons que cette expression permet, connaissant les constantes K et α, de calculer D.

CHAPITRE III

RESULTATS EXPERIMENTAUX DES ESSAIS ACTIFS

I. - INTRODUCTION.

A - Paramètres étudiés sur le solvant actif.

Les essais actifs nous ont permis de déterminer l'influence, sur le facteur de décontamination (F.D.), des paramètres suivants :

- pourcentage de résidus,
- rapport d'entraînement,
- pression de fonctionnement, en valeur absolue, exprimée en millimètres de mercure,
- températures (vapeur d'entraînement, solvant entraîné, mélange vapeur-solvant),
- activité initiale du solvant traité, exprimée globalement ou par prodiit,
- vitesse dans l'installation,
- comportement des appareils séparateurs du liquide dans les vapeurs,
- diamètre de l'aiguille.

B - Conditions opératoires.

Des essais complets ont été effectués avec du solvant actif contenant 30 p. 100 de T.B.P. en vue de déterminer l'influence sur les facteurs de décontamination des paramètres énoncés cidessus.

Après cette étude systématique, visant l'obtention de la meilleure décontamination possible, nous avons étudié l'entraînement et l'importance de la vitesse dans l'installation.

Un certain nombre d'essais a permis de voir aussi la décontamination de solvant chargé en uranium. Les résidus obtenus au cours de ces essais ont été traités dans la même installation et le lecteur trouvera les résultats obtenus dans ce chapitre.

Un très court paragraphe est consacré à l'entraînement par un gaz inerte susceptible d'applications intéressantes dans l'industrie. Quelques essais ont été effectués.

Au cours de tous ces essais nous avons toujours fonctionné sous vide, à une pression absolue de 100 ou $200~\mathrm{mm}$ Hg.

C - Remarques au sujet des produits de fission.

- Dans ce chapitre, il ne sera question que de trois produits de fission, l'Iode, le Zirco-nium-Niobium et le Ruthénium.
- pour le Zirconium-Niobium, il s'agira toujours de $\frac{95}{2}$ zr-Nb
- pour l'Iode, de 131
- pour le Ruthénium, nous avons eu des séries de résultats exprimées en ¹⁰³Ru et d'autres séries exprimées en ¹⁰⁶Ru. C'est pourquoi nous ne donnons aucune valeur absolue d'activité mais seu-lement les rapports des activités initiales et finales (Facteur de décontamination).
 - Tous les F.D. γ globaux sont exprimés en équivalence $\frac{137}{\text{Cs}}$.

II. - SOLVANT CONTENANT 30 p. 100 EN VOLUME DE TRIBUTYLPHOSPHATE.

A - Facteurs de décontamination obtenus.

Le facteur de décontamination (F.D.), nombre sans dimensions, est le rapport de l'activité initiale (solvant avant traitement) d'un élément à l'activité finale restante après traitement.

Tous les F.D. donnés dans ce chapitre ont été déterminés à partir de résultats de spectrographie. Graphiquement, ils sont donnés en fonction du pourcentage de résidus (p. 100 résidus).

Le pourcentage de résidus est le rapport de la quantité de liquide non vaporisée (recueillie au pied des séparateurs), à la quantité totale de solvant entraîné qui est aussi le débit d'alimentation de l'installation.

La plupart des résultats obtenus sont représentés graphiquement et la droite de tendance a été tracée en faisant appel aux méthodes statistiques quand cela était nécessaire. Tous les points de mesure sont portés afin que le lecteur puisse juger de la dispersion. Les autres résultats font l'objet de tableaux.

1° - Facteur de décontamination en zirconium-Niobium.

L'activité du solvant traité étant souvent indécelable, nous donnons les résultats obtenus dans le tableau 3-1.

TABLEAU 3-1
DECONTAMINATION EN ZIRCONIUM-NIOBIUM
RESULTATS OBTENUS

p mm Hg	т℃	Activité Initiale en µCi/ml	Activité Solvant traité en #Ci/ml	F.D.	p. 100 Résidus
200	160	0,025	-	25 à 50	1,9 à 4,9 p.100
200	120	0,01	< 0,0001	-	2 à 8 p. 100
"	11	0,0035 à 0,020	indécelable	-	< 10 p. 100
"	11	0,16 à 0,24 avec de l'iode	-	26 à 100	< 9 p. 100
100	105	0,0003 à 0,84	indécelable	-	< 15 p. 100

2° - Facteur de décontamination en Ruthénium.

La figure 3-1 donne les valeurs des F.D. obtenus à une pression absolue de 200 mm Hg pour deux températures $120\,^{\circ}\!\text{C}$ et $160\,^{\circ}\!\text{C}$.

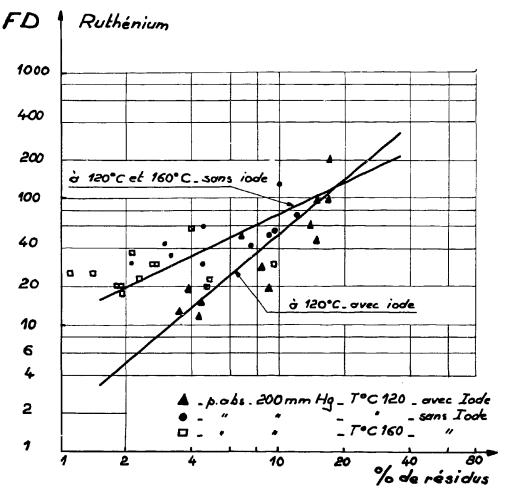


Fig. 3-1 - Facteurs de décontamination en Ruthénium à une pression absolue de 200 mm Hg

La figure 3-2 donne les valeurs pour 100 mm Hg et 105°C.

Pour ces deux figures (3-1 et 3-2), il faut noter que, étant donné les limites de variation, les deux échelles sont logarithmiques. Ces échelles présentent en outre l'avantage de faciliter la comparaison des résultats; elles seront d'ailleurs adoptées pour la plupart des figures qui suivent.

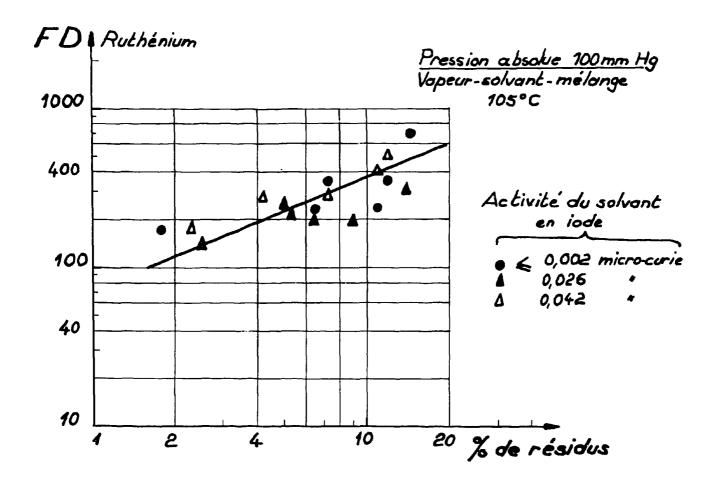


Fig. 3-2 - Facteurs de décontamination en Ruthénium à une pression absolue de 100 mm Hg

3° - Facteur de décontamination en Iode.

La figure 3-3 donne les valeurs de F.D. obtenues pour les deux marches suivantes :

- à 100 mm Hg 105°C
- à 200 mm Hg 120°C

Exceptionnellement, ces points sont portés sur du papier à échelles arithmétiques étant donné les faibles variations du F.D.

La détermination, par la méthode des moindres carrés, des droites de tendance, pour chacun de deux groupes de valeur, a mis en évidence un très faible écart. Etant donné sa faible valeur, son en avons pas tenu compte.

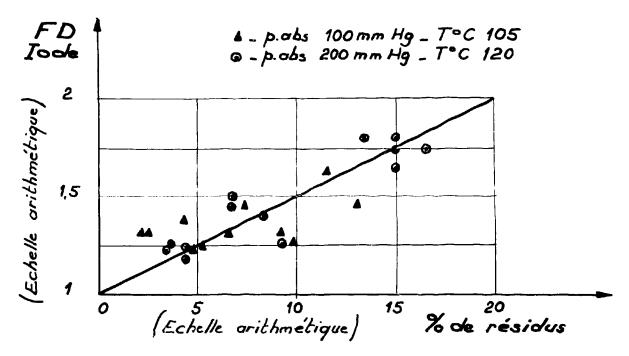


Fig. 3-3 - Facteur de décontamination en Iode

4° - Facteurs de décontamination γ globaux.

La figure 3-4 donne les F.D. γ globaux obtenus à une pression absolue de 200 mm H 120°C, avec et sans iode.

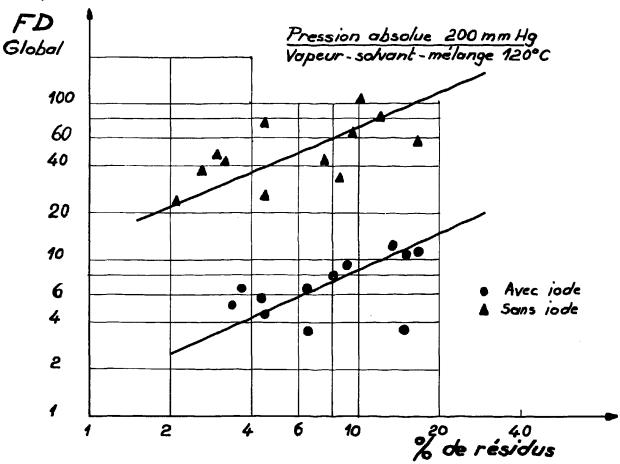


Fig. 3-4 - Facteurs de décontamination γ globaux à une pression absolue de 200 mm Hg

La figure 3-5 donne les valeurs obtenues à 100 mm Hg et 105°C, avec des quantités variables d'Iode-131.

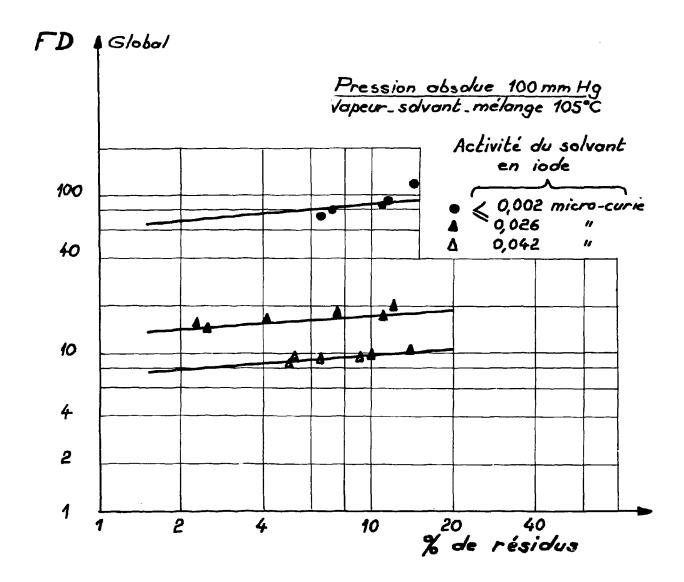


Fig. 3-5 - Facteurs de décontamination γ globaux à une pression absolue de 100 mm Hg

Les valeurs obtenues à une pression absolue de 200 mm Hg et à 160°C sont très dispersées, nous ne les avons pas portées sur une figure. Elles font l'objet du tableau 3-2.

TABLEAU 3-2

F.D. γ GLOBAUX A 200 mm Hg et 160°C

RESULTATS OBTENUS

p mm Hg	T en ° C	F.D. γ globaux	p. 100 Résidus
200	160	18	1,1
11	11	21,4	1,3
11	11	29	1,7
11	11	17	1,8
. †1 1	11	19	1,9
11	11	18	2,3
†1	11	11,3	3,2
11	11	17	4,7
11	11	28	4,9
11	11	12	6,5

B - Influence des différents paramètres sur le facteur de décontamination.

1° - Influence du pourcentage de résidus.

C'est un facteur très influent et important, puisqu'il conditionne la rentabilité du procédé. Il suffit de lire les figures précédentes pour se rendre compte qu'il faut admettre un pourcentage de résidus élevé pour obtenir un bon F.D. Ce résidu n'est pas une perte de produit, car il peut être traité dans la même installation avec d'excellents résultats. Un paragraphe de ce chapitre traitera de ce problème. La seule perte sera donc le résidu du résidu, qui n'excédera pas, sauf marche vraiment exceptionnelle, 2 p. 100.

A cette faible perte de produit, il faut ajouter une perte de temps due au traitement de ce résidu qui devra se faire indépendamment, par campagne.

La question du choix du pourcentage de résidus se pose donc sous un double aspect : perte de produit et perte de temps.

<u>Conclusions</u>: Tous les F.D. croissent avec le pourcentage de résidus et les taux d'accroissement sont variables.

Une marche avec 10 p. 106 de résidus semble être un bon compromis entre les pertes et les résultats obtenus.

2° - Influence de la pression de fonctionnement.

Les essais inactifs ont montré l'intérêt d'une marche à faible pression absolue au point de vue entraînement. Pour tous les essais actifs nous marcherons alors uniquement sous vide, soit à une pression absolue de 200 mm Hg soit à 100 mm Hg.

Nous nous sommes limités à une pression absolue de 100 mm Hg, car il nous était difficile de stabiliser les températures à cause du débit très variable de la vapeur d'eau, dû à l'absence de régulation. Mais nous pensons qu'avec une régulation des températures, de la pression et du débit de vapeur, il n'y aurait aucune difficulté à fonctionner avec un vide plus poussé. La stabilité du vide est également importante; nous avons en effet constaté qu'une très petite variation du vide entraînait une variation importante de la quantité de résidus.

L'observation des figures précédentes montre :

- Pour le F.D. en Ruthénium

Une augmentation importante du F.D. lorsqu'on passe de 200 à 100 mm Hg (figures 3-1 et 3-2); les taux d'accroissement restent sensiblement les mêmes (courbes pratiquement parallèles, avec échelle logarithmique) mais les F.D. sont multipliés par 5.

- Pour le F.D. en Iode

Aucune amélioration n'est constatée avec l'augmentation du vide (voir figure 3-3).

- Pour le F.D. en Zirconium-Niobium

Le tableau 3-1 ne permet pas d'apprécier l'influence de la pression ; les activités du solvant traité aux deux pressions de marche sont indécelables.

- Pour les F.D. γ globaux

Les F.D. γ globaux suivent évidemment l'évolution générale. Il est difficile d'apprécier l'effet de la pression sur la décontamination totale à cause de la présence d'Iode (voir figures 3-4 et 3-5), en particulier pour les essais à 100 mm Hg effectués tous avec du solvant contenant de l'Iode.

Conclusion: L'augmentation du vide améliore les F.D. mais son influence est sélective. Elle agit beaucoup dans le cas du Ruthénium et reste sans effet pour l'Iode.

3° - Influence de la température.

L'étude de l'influence de la température est rendue un peu plus complexe par l'existence de trois températures, pouvant varier indépendamment l'une de l'autre. Il s'agit :

- de la température d'entrée de la vapeur d'eau,
- de la température d'entrée du solvant à traiter,
- de la température du mélange (vapeur + solvant).

Il faut noter que, sauf mention particulière, les trois fluides ont une température égale : c'est le cas de toutes les figures déjà vues.

Analysons d'abord les résultats donnés précédemment, avant de passer à l'étude de l'influence de chacune de ces trois températures prises une à une.

- a) Cas où les trois fluides sont à la même température
- Pour le F.D. en Ruthénium

L'influence de la température n'apparaît pas de façon marquée (se reporter à la figure 3-1).

- Pour le F.D. en Iode

N'ayant effectué aucun essai à températures différentes, nous ne pouvons pas conclure à ce sujet.

- Pour le F.D. Zirconium-Niobium

L'influence de la température est grande. En effet, le tableau 3-1 montre qu'à 160°C les F.D. étaient à peine égaux à 50, alors qu'ils augmentent à 120°C au point que l'activité restant devient indécelable.

- Pour les F.D. γ globaux

Comme pour la pression, les F.D. γ globaux suivent l'évolution de l'ensemble.

D'une façon générale, nous voyons que l'influence de la température est sélective et que sa diminution est favorable. Il faut noter que, pour la pression absolue de 100 mm Hg, nous avons fait des essais à la température de 105°C uniquement. Cette température nous a semblé être un bon compromis entre l'obtention de bons résultats et une quantité de solvant entraîné raisonnable. En effet, nous verrons par la suite qu'un abaissement de la température diminue l'entraînement, donc la capacité de l'appareil.

b) Influence de la température de la vapeur d'eau.

Les essais effectués avec une température de vapeur élevée, la vapeur surchauffée apportant alors les calories nécessaires à la vaporisation du liquide (le réchauffeur-mélangeur était hors service), ont donné les résultats du tableau 3-3.

TABLEAU 3-3
RESULTATS OBTENUS EN APPORTANT LES CALORIES
PAR LA VAPEUR SURCHAUFFEE

p	Température	Température Solvant et	F.D. 0	btenus	p. 100 Résidus	
mm Hg	Vapeur °C	Mélange °C	Ru	γ globaux	p. 100 Residus	
200	295	160	12,5	12, 8	6,5 p.100	
11	280	11	10	8, 7	2,8 p.100	
"	265	11	9, 3	11,6	2,3 p. 100	

Ces résultats médiocres étaient à prévoir, une température élevée favorisant la volatilisation des produits à extraire ne peut que diminuer la décontamination.

Les F.D. γ globaux ne sont pas meilleurs que ceux du tableau 3-2, obtenus avec de la vapeur à $160\,^{\circ}$ C et le réchauffeur de mélange en service.

Les F.D. Ruthénium sont moins bons (voir la figure 3-1) que ceux déjà obtenus aux mêmes conditions mais avec une température de vapeur de 160°C.

Cette marche est à éviter d'autant plus que l'on accroft aussi les risques de dégradation chimique du solvant.

c) Influence de la température d'entrée du solvant

Les essais ont été effectués uniquement avec des températures plus basses pour le solvant afin de limiter sa dégradation.

A la lecture des résultats du tableau 3-4, nous ne constatons aucune amélioration des F.D. mais une diminution importante de la quantité de solvant entraînée.

TABLEAU 3-4

FLUENCE DE LA TEMPERATURE D'ENTREE DU SOLVANT ENTRAINE
RESULTATS OBTENUS

Pression	Tempé- rature	Tempé- rature	Tempé-	Poids	Poids Solvant	F.D. o	p. 100	
mm/Hg	Solvant	Vapeur	rature Mélange	Vapeur g/h	g/h	Ru	γ globaux	Résidus
200	120 ℃	120°C	120°C	14 850	4 960	75	76	7,5 p. 100
200	110°C	120℃	120℃	14 900	4 400	83	85	6,5 p.100
200	100°C	120℃	120℃	14 900	3 785	65	65	7,5 p. 100
100	<u>120℃</u>	120℃	120℃	7 350	6 880	505	274	12 p. 100
100	<u>110℃</u>	120°C	120°C	7 370	5 92 5	343	230	7,4 p.100

Note: Il ne restait que des traces de Zirconium-Niobium.

d) Influence de la température du mélange

14%

La variation de cette température n'a aucun effet sensible sur les facteurs de décontamination. C'est ce que montre le tableau 3-5 (4 premiers résultats). Pour des pourcentages de résidus sensiblement identiques, les F.D. restent les mêmes malgré la variation de la température. Par contre, l'influence est grande sur les rapports d'entraînement. Nous reverrons ce point en temps voulu.

Pour des pourcentages de résidus variables (4 derniers résultats du tableau) le taux d'accroissement des F.D., malgré la variation des températures du mélange, reste de même ordre que dans le cas du les trois températures sont égales. Il suffit de reporter les points sur les courbes de F.D. précédentes pour s'en rendre compte.

TABLEAU 3-5

INFLUENCE DE LA TEMPERATURE DU MELANGE (vapeur + solvant)

RESULTATS OBTENUS

р	Tempé- rature	Tempé- rature Solvant °C	Tempé-	Poids	Solvant g/h	F.	p. 100		
mm/Hg	1		rature Mélange °C	Vapeur g/h		Ru	Iode	γ globaux	Résidus
100	105	105	85	7 510	745	294	2,1	35	13,9p.100
11	11	11	95	7 500	1 940	294	1,9	34,5	14,9p.100
11	11	11	105	7 675	3 490	1 86	1,8	29,3	12,7p.100
11	11	11	115	7 625	6 150	275	1,8	29,6	11,1p.100
"	11	11	115	7 400	4 150	150	1,4	24,6	6,8p.100
11	11	"	105	7 360	3 560	262	1,9	32,2	15,5p.100
11	11	11	95	7 380	2 740	233	2 ,5	40	22,3p.100
11	11	11	85	7 525	2 390	420	5	74	30 p. 100

Remarque: Le F.D. de 186 pour le ruthénium est probablement un point aberrant; il suffit de se reporter à la figure 3-2 pour voir que nous n'avons jamais obtenu, pour ces conditions de marche, un F.D. aussi faible.

Conclusions

- L'influence de la température est sélective (comme l'influence de la pression). L'effet, peu sensible sur les F.D. du Ruthénium et de l'Iode, est très important pour le Zirconium-Niobium. Le F.D. Zirconium-Niobium croît rapidement quand la température diminue.
- Le choix de la température de 105°C pour une pression absolue de 100 mm Hg semble être un bon compromis.
- La diminution de l'une des 3 températures n'apporte aucune amélioration des F.D. pour une chute importante des quantités de solvant entraînées à poids de vapeur égal. Cette marche n'est donc pas intéressante.

4° - Influence de l'activité initiale.

Nous avons fait des essais avec des solvants d'activités très variables :

Activités initiales en y globaux variables entre -

 $1,10^4$ et $1,6.10^6$ coups/minute/ml

Activités initiales en -

Zirconium-Niobium entre 0,0003 et 0,84 # Ci/ml

Ruthénium variable dans le rapport 1 à 300

Iode 0,12 \(\psi \cdot \cdot \cdot m\) maximum.

- Influence sur le F. D. en Iode

Quelle que soit l'activité initiale, les F.D. restent toujours du même ordre de grandeur et sont inférieurs à 2.

- Influence sur le F.D. en Zirconium-Niobium

Il est difficile de déceler l'influence de l'activité initiale, puisque l'activité du solvant traité reste indécelable dans la plupart des cas.

- Influence sur le F.D. en Ruthénium

Pour le même pourcentage de résidus, les F.D. sont restés identiques pour des activités initiales variables dans le rapport 1 à 30.

Conclusion

Il est difficile de conclure de façon nette à ce sujet, mais l'influence de l'activité initiale est probablement faible.

5° - Influence de la présence d'Iode dans le solvant.

L'influence de la présence d'Iode semble être assez faible, mise à part une chute rapide des F.D. γ globaux due au spece e énergétique. Sur le F.D. en Ruthénium, cette influence peut se résumer ainsi (voir figures 3-1 et 3-2):

- à 200 mm de Hg, la présence d'Iode fait baisser légèrement le F.D. en Ru
- à 100 mm de Hg, il n'a aucune influence, comme le montre la figure 3-2 qui donne des résultats pour des activités en Iode dans le solvant variant dans le rapport 20.

Pour le Zirconium-Niobium, l'influence est légère à 200 mm Hg, pour devenir indécelable à une pression absolue de 100 mm Hg (se reporter au tableau 3-1).

Conclusion

A 100 mm Hg et 105°C, la présence d'Iode n'influence pas le F.D. en Ruthénium et en Zirconium.

6° - Influence des appareils séparateurs.

Dans ce paragraphe, nous nous proposons de comparer deux types d'appareils séparateurs, cyclone et peerless (appareil à chicanes agissant surtout par chocs - nous en avons déjà parlé chapitre I, au cours de la description de l'appareillage). Au cours des essais les appareils ont été installés de la façon suivante :

- Le Peerless a d'abord été testé en première position, avec un cyclone en seconde position. Ensuite, il a été installé en troisième position après deux cyclones : le premier cyclone servant principalement à compléter la vaporisation du mélange (vapeur d'entraînement et solvant entraîné), le second cyclone jouant le rôle de séparateur.
 - Les deux cyclones ont été essayés sans Peerless.

Les figures 3-6, 3-7 et 3-8 donnent l'évolution de l'activité en Ruthénium en différents points de l'installation ; nous y trouvons :

- l'activité du solvant initial,
- l'activité des résidus.
- l'activité du solvant traité.

Avec:

la figure 3-6 - Pour 200 mm Hg - 120°C - Avec ele Peerless en tête,

la figure 3-7 - Pour 200 mm Hg - 120°C - Sans le Peerless

la figure 3-8 - Pour 200 mm Hg - 160°C - Avec le Peerless installé après deux cyclones.

Nous ne donnons pas ici les résultats obtenus avec d'autres éléments, ils conduiraient aux mêmes conclusions. Notons également que ces figures ne contiennent qu'une faible partie de nos résultats, suffisante pour voir l'influence des appareils séparateurs.

a) Comparaison du Peerless et du cyclone

La comparaison des figures 3-6 et 3-7 permet de voir que le cyclone et le Peerless, tous deux installés en première position, ont à peu près le même effet. Les activités des produits qu'ils retiennent, rapportées à l'activité initiale, sont dans le même rapport.

Quand au Peerless installé en 3ème position, après deux cyclones, il est sans effet et la figure 3-8 semblerait même indiquer qu'il est gênant. On constate en effet que l'activité du solvant qui y est recueilli est la même que celle du solvant traité. Ceci veut dire qu'il ne fait qu'enlever une partie du solvant traité sans augmenter la décontamination.

Le Peerless ne donne pas de résultats meilleurs, tout en présentant des inconvénients au point de vue exploitation. Nous avons, en effet, constaté au cours des démontages une accumulation importante de particules solides. En exploitation industrielle, il nécessiterait des démontages fréquents. Enfin, le Peerless a tendance à augmenter les pourcentages de résidus.

b) Utilité du deuxième cyclone

Les figures 3-7 et 3-8 montrent l'utilité du deuxième cyclone, qui retient encore un produit très actif.

Conclusions

- Au point de vue décontamination, les séparateurs du type Peerless, à garnissage interne, n'offrent aucun avantage comparés aux cyclores.
- Au point de vue exploitation et entraîncement, le cyclone est nettement préférable.
- Pour une bonne décontamination il est indispensable de prévoir deux appareils séparateurs en série, deux cyclones par exemple.

7° - Influence du diamètre de l'aiguille.

Cette question a été examinée au cours des essais inactifs. Nous l'avons tout de même reprise et avons essayé à 200 mm Hg et 160°C des aiguilles de 3, 3,5 et 4 millimètres, sans constater la moindre influence sur les F.D.

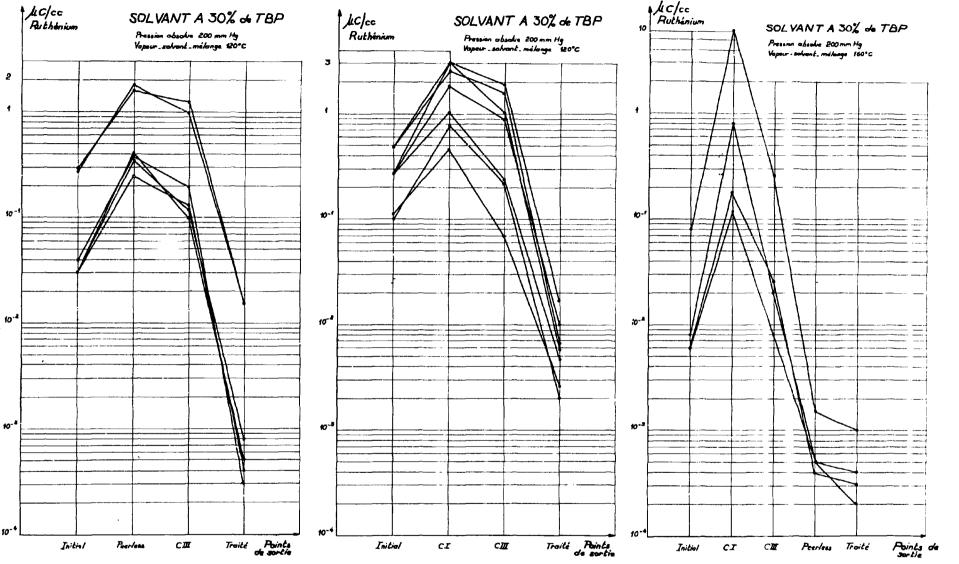
Les résultats obtenus à ce sujet au cours des essais inactifs restent donc acquis.

C - Relations entre les paramètres importants.

Nous venons d'analyser l'influence sur le F.D. de chacun des paramètres pris isolément. Nous allons voir maintenant :

- Comment l'entraîmement est relié au pourcentage de résidus, donc aux F.D., c'est-à-dire le débit de solvant qui peut être traité avec une installation donnée;
- Les variations du pourcentage de résidus avec la température du mélange (vapeur et solvant) ;





EVOLUTION DES ACTIVITES AUX DIFFERENTS POINTS DE SORTIE

Fig. 3-6 - Avec le Peerless et le cyclone 3

Fig. 3-7 - Avec les cyclones 1 et 3 installés en série

Fig. 3-8 - Avec les cyclones 1 et 3 et le Peerless

- L'importance du facteur vitesse dans l'installation.

Les débits (débit de vapeur et de solvant) seront examinés en fonction du pourcentage de résidus, porté en abscisse de toutes les courbes de F.D. Une relation étroite existe entre la quantité de résidus et le rapport d'entraînement que nous définissons comme suit :

le rapport d'entraînement =
$$\frac{P_v}{P_s}$$

avec $\begin{array}{cc} P_v & \mbox{poids de vapeur consommée par heure,} \\ P_s & \mbox{poids de solvant vaporisé par heure.} \end{array}$

Ps est aussi la quantité de solvant recueillie à la sortie du condenseur, ou encore le débit poids d'alimentation en solvant, moins le débit poids des résidus.

Ce rapport d'entraînement est homogène à celui donné par la formule théorique du chapitre I, où P_a - P_a est bien égale à P_s .

Nous devons rechercher une valeur de $P_{\rm v}$ / $P_{\rm s}$ aussi faible que possible, pour deux raisons :

- une valeur décroissante du rapport P_v / P_s signifie une plus grande quantité de solvant entraînée pour une même quantité de vapeur d'entraînement,
- c'est le poids de vapeur (P_{v}) qui détermine les dimensions de l'appareillage.

En effet, le rapport P_v / P_s est presque toujours supérieur à 1 d'une part, et d'autre part les volumes étant reliés aux poids par le rapport inverse des poids moléculaires (pour du solvant à 30 p. 100 de T. B. P. ce rapport vaut 195/18), il en résulte que le volume de la vapeur sera au moins 11 fois plus grand que le volume du solvant vaporisé.

Enfin, pour terminer cette introduction, une remarque au sujet de la dispersion des points des courbes d'entraînement. Cette dispersion est due en gratule partie :

- aux fluctuations du réseau de vapeur sur lequel nous étions branché, (absence de régulateur de pression);
- aux variations de température du mélange qui se répercutaient sur les valeurs du pourcentage de résidus (absence également de régulation).
 - 1° Relation entre le rapport d'entraînement et le pourcentage de résidus.

La figure 3-9 donne le rapport d'entraîmement (P_v / P_s) pour une pression absolue de 200 mm Hg aux températures de 120 à 160°C.

La figure 3-10 donne P_v / P_s pour 100 mm Hg et 105°C.

L'observation de ces figures montre que :

- Le rapport d'entraînement varie en sens inverse du pourcentage de résidus, ce qui signifie que le débit de solvant entraîné croît avec le pourcentage de résidus.
- La température a une très grande influence (se reporter à la figure 3-9) pour 10 p. 100 de résidus, à 120°C : P_v / P_s = 2

à 160°C :
$$P_v / P_s = 0.35$$

- L'entraînement est pratiquement le même à 200 mm Hg - 120 °C, et à 100 mm Hg - 105 °C.

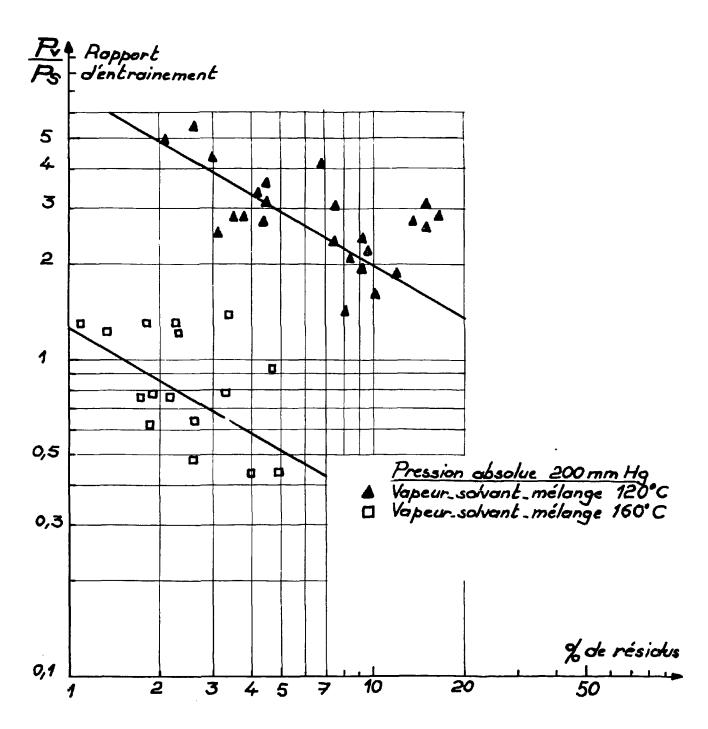


Fig. 3-9 - Relation entre le rapport d'entraînement et le pourcentage de résidus à 200 mm Hg

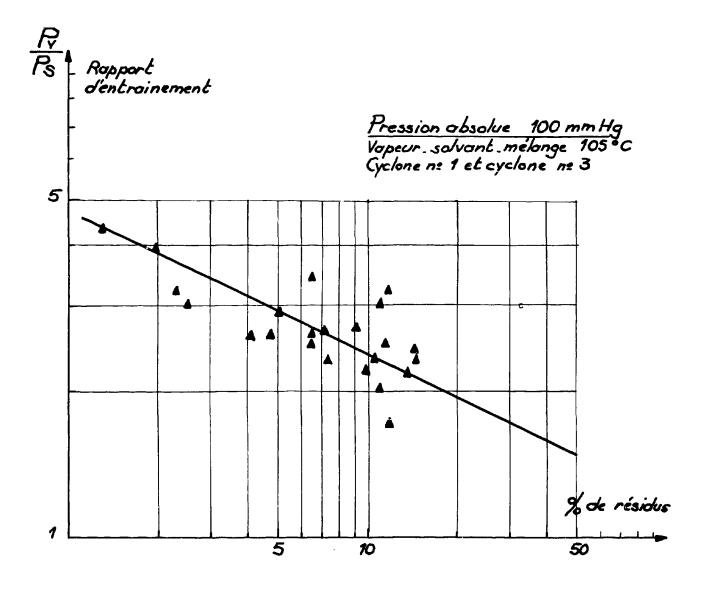


Fig. 3-10 - Relation entre le rapport d'entraînement et le pourcentage de résidus à 100 mm Hg

a) Influence de la température du mélange sur le rapport d'entraînement

La figure 3-11 donne les courbes $P_{\rm v}$ / $P_{\rm s}$ en fonction du pourcentage de résidus pour quatre températures de mélange (85, 95, 105 et 115°C) les deux autres températures (du solvant et de la vapeur) restant égales à 105°C.

La seule variation de la température du mélange entraîne de fortes variations de $P_{\rm v}$ / $P_{\rm s}$ pour un pourcentage de résidus constant, constatation déjà faite précédemment au cours de l'étude de l'influence de la température.

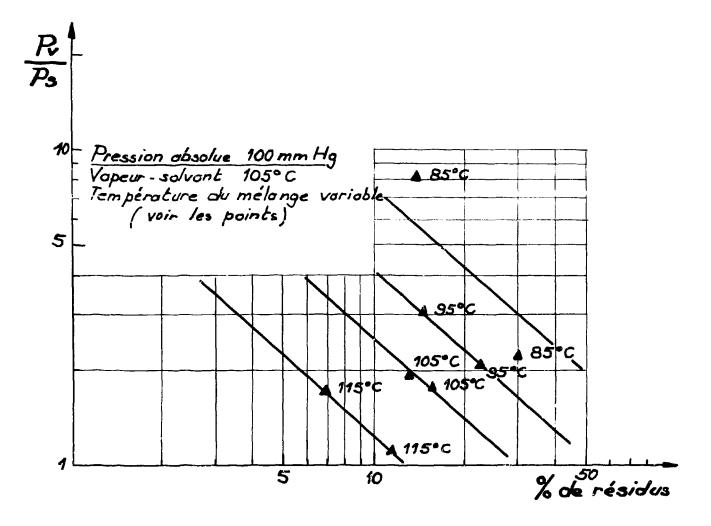


Fig. 3-11 - Influence de la température du mélange sur l'entraînement

b) Efficacité de l'entraînement

Nous avons déjà défini l'efficacité dans le premier chapitre.

Dans ce paragraphe, nous donnons simplement la courbe d'efficacité moyenne de l'entrafnement à une pression absolue de 100 mm Hg et à 105°C.

Cette courbe a été établie en partant de la droite de tendance de la figure 3-10

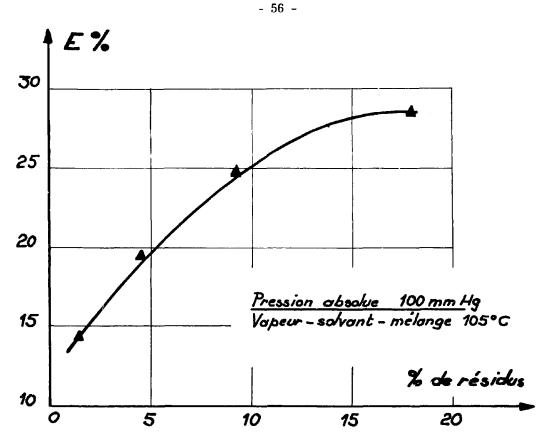


Fig. 3-12 - Courbe d'efficacité pour une pression absolue de 100 mm Hg

Conclusions

- Comme les F.D., le rapport d'entraînement varie beaucoup en fonction du pourcentage de résidus.
- Pour une même consommation de vapeur, la quantité de solvant entraînée croît avec le pourcentage de résidus.
- La température a énormément d'importance sur l'entraînement. Il est indispensable de la régler automatiquement, avec le maximum de précision, si l'on désire obtenir des résultats constants.
- L'efficacité crost avec le pourcentage de résidus et tend vers une limite proche de 30 p. 100.

2° - Variation du pourcentage de résidus avec la température du mélange.

La figure 3-13 traduit cette variation très importante.

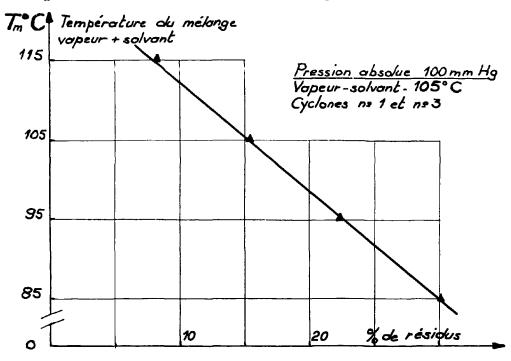


Fig. 3-13 - Influence de la température du mélange sur le pourcentage de résidus

De la figure 3-13 on déduit qu'à une variation de 1 sur la température, correspond une variation d'environ 0,8 sur le pourcentage de résidus. Pour une marche avec 8 p. 100 de résidus, la variation relative serait de 10 p. 100 pour une fluctuation de plus ou moins 0,5 degré autour de la valeur de réglage. Avec un pourcentage de résidus plus faible, la variation relative augmenterait. La conclusion précédente, au sujet de la nécessité d'une régulation automatique de la température, se trouve confirmée.

3° - Influence de la vitesse dans l'installation.

La vitesse joue un rôle très important. Son accroissement permet une diminution des dimensions de l'appareillage. Il s'ensuit alors un abaissement des investissements et l'encombrement s'en trouve réduit.

Nous avons vu qu'en première approximation, on pouvait considérer que la vitesse était due uniquement au débit de vapeur d'eau. On peut alors suivre l'influence de la vitesse en suivant le poids de vapeur. C'est ce que nous avons fait au cours d'essais où nous avons tracé les courbes $P_{\rm v}/P_{\rm s}$ en fonction du pourcentage de résidus pour des débits de vapeur compris entre 7 et 17 kg/h. (Se reporter à la figure 3-14).

Sur cette figure nous constatons que, pour une même valeur du pourcentage de résidus, $P_{\rm v}/P_{\rm s}$ crost avec le poids de vapeur. Avec 10 p. 100 de résidus il faudra 1,5 fois plus de vapeur pour une même quantité de solvant entrasnée, lorsqu'on débite 17 kg/h au lieu de 11 kg/h, ou lorsque la vitesse varie dans le rapport 17/11 (environ 1,5). Il y a alors compensation et les

dimensions de l'appareillage ne sont pas réduites pour une consommation de vapeur accrue.

Nous avons profité de cet essai pour étudier l'influence, sur les F.D., d'une augmentation de la vitesse dans l'installation. Nous ne donnons pas les résultats obtenus car nous n'avons constaté aucune influence.

Conclusion:

L'augmentation de la vitesse ne permet pas de réduire les dimensions de l'appareillage parce qu'elle s'accompagne d'une augmentation du rapport d'entraînement. Elle reste également sans effet sur la décontamination.

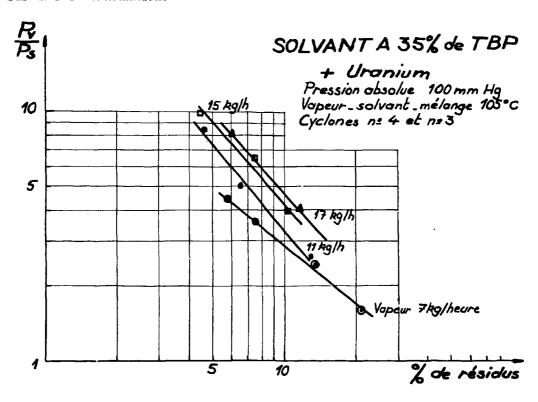


Fig. 3-14 - Influence de la vitesse ou du débit dans l'installation sur l'entraînement

III. - SOLVANT CONTENANT DE L'URANIUM.

Nous avons traité deux solvants différents, contenant respectivement 4 g/l et 14 g/l d'u-ranium.

A - Résultats obtenus.

1° - Solvant contenant 4 g/1 d'Uranium à 30 p. 100 de T.B.P. - Sans Iode.

Pour ce solvant, nous avons obtenu les résultats portés sur les figures suivantes :

- F.D. en Ruthénium

La figure 3-15 donne les F.D. Ruthénium obtenus à une pression absolue de 200 mm Hg et à 120°C. Sur cette figure nous avons également tracé la droite de tendance générale des F.D. en Ruthénium obtenus avec un solvant sans uranium, traité dans les mêmes conditions.

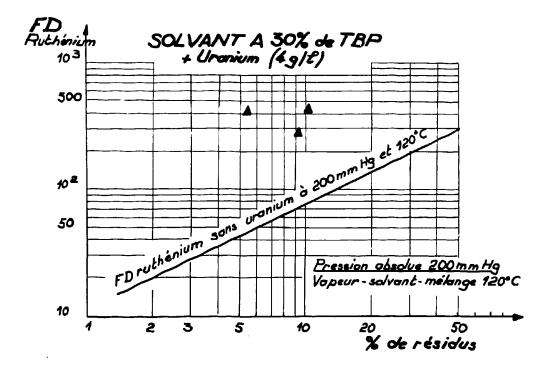


Fig. 3-15 - Facteurs de décontamination en Ruthénium, obtenus avec du solvant contenant de l'Uranium à 200 mm Hg

La figure 3-16 donne les F.D. en Ruthénium obtenus à 100 mm Hg et à 105°C, 120°C avec la droite de tendance pour un solvant sans Uranium.

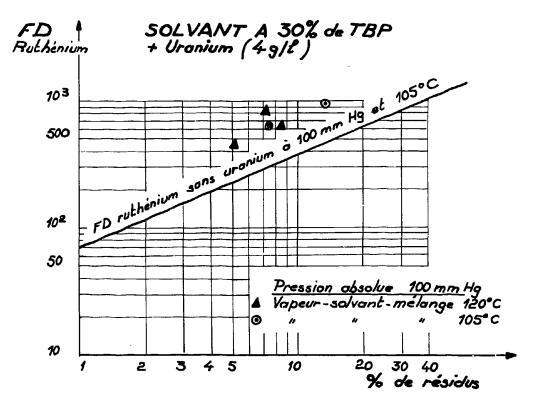
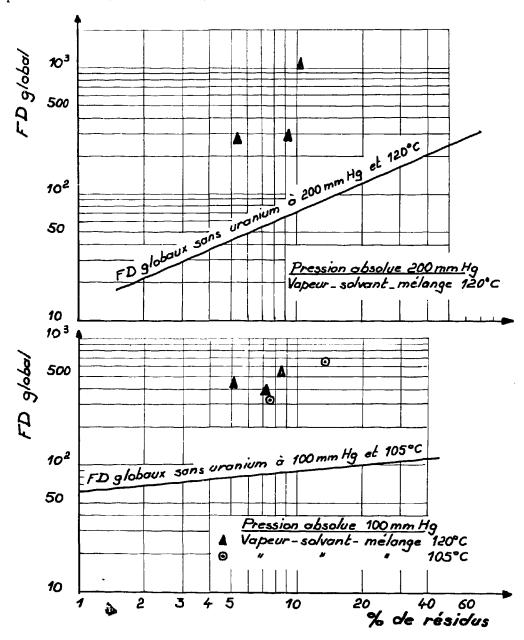


Fig. 3-16 - Facteurs de décontamination en Ruthénium, obtenus avec du solvant contenant de l'Uranium à 100 mm Hg

- F.D. γ globaux

La figure 3-17 donne les F.D. γ globaux pour 200 mm Hg et 120°C avec la droite de tendance pour un solvant sans uranium.

La figure 3-18 donne les F.D. γ globaux pour 100 mm Hg et 105°C, 120°C, avec la droite de tendance pour un solvant sans uranium.



F. D. γ globaux obtenus avec du solvant contenant de l'Uranium

Fig. 3-17 - A 200 mm de Hg

Fig. 3-18 - A 100 mm de Hg

- F.D. en Zirconium-Niobium

Le solvant après traitement ne contenait que des traces indécelables, nous ne pouvons donc pas donner les valeurs des F.D.

2° - Solvant contenant 14 g/l d'Ux anium, à 35 p. 100 de T. B. P.

Cette fois nous avions de l'Iode mais des activités initiales faibles pour les autres éléments. (L'activité globale initiale était de 1,5.10⁴ coups/mn/ml).

Nous ne pouvons pas donner les valeurs de F.D. pour le Zirconium-Niobium et le Ruthénium car il ne restait que des traces de ces éléments dans le solvant traité.

Les F. D. γ globaux obtenus étaient compris entre 12 et 20.

3° - Décontamination en Uranium.

Là encore, il est impossible de chiffrer la valeur du F.D. Dans tous les cas de marche avec l'uranium à 14 g/l, il ne restait qu'une quantité inférieure à 0,05 g/l dans le solvant traité.

4° - Conclusions générales concernant le traitement de solvant chargé en uranium.

Les résultats obtenus sont étonnants, mais nous sommes obligés de conclure que la présence d'Uranium dans le solvant favorise la décontamination par entraînement à la vapeur. Cette influence de l'Uranium se trouvera confirmée au cours des essais de traitement des résidus; seul le F.D. de l'Iode lui échappe, comme d'ailleurs à l'influence des autres paramètres.

B - Essais de cyclones.

Au cours des essais du solvant contenant 14 g/l d'uranium, nous avons remplacé le cyclone 1 par le cyclone 4.

Nous avons déjà parlé du cyclone 1 dans la description de l'appareillage d'essais. Brièvement, rappelons qu'il cumulait le rôle de réchauffeur et de séparateur. Par contre, le cyclone 4 ne jouait que le rôle de séparateur. Ces essais doivent donc montrer l'influence sur les F.D. du chauffage du premier cyclone. Nous ne constatons aucune différence entre ces deux équipements, comme le montre la figure 3-19.

Conclusions

Il y a peu d'amélioration à attendre de modifications des appareils séparateurs, à partir du moment où l'on a déjà deux cyclones convenablement dessinés.

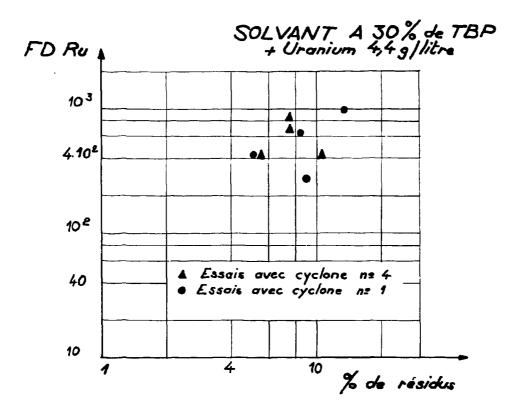


Fig. 3-19 - Facteurs de décontamination en Ruthénium obtenus avec deux cyclones différents

IV. - TRAITEMENT DES RESIDUS.

Les liquides recueillis au pied des séparateurs ont été stockés dès le début des essais actifs. Nous avons traité une première partie de ces résidus à 200 mm Hg et le reste à 100 mm Hg. Quoi qu'ils aient accumulé le dibutylphosphate formé au cours de l'entraînement, l'analyse a montré qu'ils n'en contenaient pas plus de 2 g/l.

A - Premier résidu traité, à une pression absolue de 200 mm Hg.

Il contenait: 80 p. 100 de T.B.P.

20 p. 100 de dodécane

0,17 \(\mu\)Ci/ml de \(^{95}\)Zr-Nb

 $0,13 \ \mu \text{Ci/ml de}^{106} \text{Ru}$.

Son activité en γ globaux était de 9,5.10⁵ coups/mn/ml.

Le tableau 3-6 donne les F.D. obtenus après traitement dans notre installation d'essai.

TABLEAU 3-6

FACTEURS DE DECONTAM: NATION OBTENUS EN TRAITANT LES RESIDUS A UNE PRESSION ABSOLUE DE 200 mm Hg

Pression	Température	p. 100	F.	D. obteni	ıs
absolue mm Hg	en °C	Résidus	Ru	Zr-Nb	Global
200	120	24 p. 100	32	56	27
n	11	25 p. 100	45	30	24
11	11	16 p.100	32	17	19

B - Deuxième résidu traité, à une pression absolue de 100 mm Hg.

Il contenait : de l'uranium

65 p. 100 de T.B. P.

 $0,055 \mu Ci/ml de ^{95}Zr-Nb$

 $0.885 \, \mu \, \text{Ci/ml} \, \text{de}^{106} \, \text{Ru}$

et l'activité en γ globaux était de 8, 1.10⁵ coups/mn/ml.

Les résultats obtenus, en faisant varier uniquement le pourcentage des résidus, figurent au tableau 3-7 :

TABLEAU 3-7

FACTEURS DE DECONTAMINATION OBTENUS
EN TRAITANT LES RESIDUS A UNE PRESSION ABSOLUE DE 100 mm Hg

Pression absolue	Température	p. 100	F. D. o	btenus	
mm Hg	en °C	Résidus	Ru	Global	
100	105	9,5 p. 100	1955	580	
11	11	15, 5 p. 100	1965	650	
11	11	41 p. 100	1770	950	
11	120	16 p. 100	1580	452	

Au cours de ce traitement, nous avons fonctionné à une pression absolue de 100 mm Hg et à une température de 105°C. Précédemment, les conditions étaient différentes (200 mm Hg - 120°C).

C - Courbe d'entraînement.

La courbe d'entraînement est tracée sur la figure 3-20.

Nous constatons que le rapport d'entraînement est grand. On entraînera alors peu de solvant.

Ceci était théoriquement prévisible : l'application de la formule donnant le rapport d'entraînement théorique confirme cette tendance (Se reporter au Chapitre I - Paragraphe II), mais indique qu'il faudrait seulement 1,6 fois plus de vapeur, alors qu'on trouve environ 3 fois plus : l'efficacité a donc baissé.

Il est théoriquement normal que les trois points obtenus pour le résidu à 80 p. 100 de T.B.P. se trouvent au-dessus de la droite à 65 p. 100.

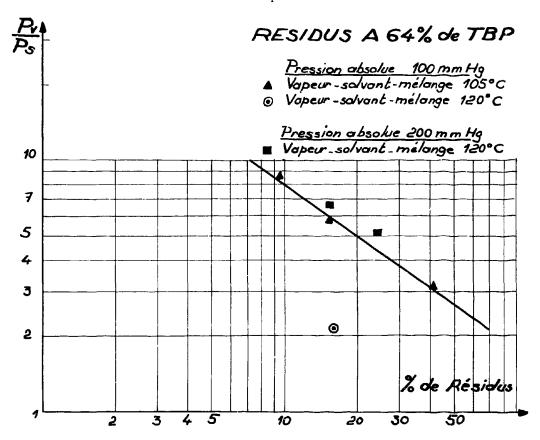


Fig. 3-20 - Relation entre le rapport d'entraînement et le pourcentage de résidus pour un solvant à 64 p. 100 de T.B.P.

D - Conclusions.

1 - Pour une marche à 200 mm Hg et 120°C, les résultats sont assez mauvais et ils sont inférieurs à ceux du traitement d'un solvant à 30 p. 100 de T.B.P.

Les F. D. en Ru et en Zr-Nb sont à peu près égaux à ceux que nous avions obtenus à 200 mm Hg et 160°C.

Ceci est probablement imputable à la quantité élevée de T.B.P. (80 p. 100 en volume).

2 - Pour une marche à 100 mm Hg - 105°C, les résultats sont étonnamment bons et surprenants. Ceci ne peut être dû qu'à la présence de l'Uranium.

Cette constatation confirme notre conclusion du paragraphe précédent concernant la présence d'Uranium.

V. - ENTRAINEMENT PAR UN GAZ INERTE.

Le remplacement de la vapeur d'eau d'entraînement par un gaz inerte peut présenter certains avantages :

- suppression du décanteur,
- diminution de la dégradation,
- réduction des effluents.

Pour réduire la consommation en gaz inerte, on peut envisager de recycler le gaz inerte en le surpressant.

Essai d'entraînement à l'azote.

Nous avons fait un essai en prenant de l'azote que nous recyclions. Les F.D. obtenus se comparaient à ceux que nous avons couramment avec la vapeur d'eau.

Quant à l'entraînement, nous n'avons fait aucune mesure de débit d'azote effectivement consommé, mais la théorie permet de dire que le poids de solvant entraîné est indépendant de la masse moléculaire du gaz d'entraînement. A rendement égal et à conditions égales, le débit poids de solvant entraîné reste donc constant, quel que soit le fluide entraîneur.

La décontamination du solvant ne se trouvant pas améliorée par ce procédé, nous n'avons pas poussé plus loin nos essais et nous n'avons pas cherché à voir son influence sur la dégradation. Il ne faut cependant pas oublier les applications futures possibles d'un tel mode d'entraînement.

Conclusion

Nous estimons que l'entraînement par un gaz inerte est susceptible d'applications et peut présenter des avantages.

VI. - CONCLUSIONS GENERALES A TIRER DES ESSAIS ACTIFS.

1 - Pour une quantité de vapeur donnée, les facteurs de décontamination sont étroitement liés au pourcentage de résidus et à la quantité de solvant entraînée.

Pour obtenir de bons F.D. il est indispensable de fonctionner avec des pourcentages de résidus relativement importants (de l'ordre de 10 p. 100). Les résidus du traitement peuvent être traités dans les mêmes conditions que le solvant, ils ne constituent donc pas une perte.

L'augmentation du pourcentage de résidus s'accompagne d'un accroissement de la quantité de solvant entraînée. Cette quantité est multipliée par deux lorsque l'on passe de 2 à 10 p. 100 de résidus.

- 2 L'influence, sur les F.D., de la température et de la pression absolue est très importante mais sélective. Dans tous les cas, l'amélioration se fait sentir dans le sens de la diminution de ces deux facteurs. Le F.D. du Ruthénium est surtout influencé par la pression, alors que le F.D. de Zirconium-Niobium semble l'être plutôt par la température. Seul le F.D. de l'Iode reste insensible.
 - 3 La présence d'Uranium dans le solvant à traiter a pour effet d'augmenter les F.D.

du Ruthénium de façon importante.

4 - Avec du solvant à 30 p.100 de T.B.P., pour une pression absolue de 100 mm Hg, une température de 105°C et 10 p.100 de résidus, les résultats sont les suivants :

- F.D. Ruthénium : environ 300 - F.D. Iode : '' 1,5

- F.D. Zirconium-Niobium : pour une activité initiale de 0,84 μCi/ml, l'activité du solvant traité est indécelable en spectrographie.

Le faible facteur de décontamination obtenu sur ¹³¹I n'est pas gênant, étant donné la courte période de cet élément.

Dans ces conditions, on pourra entraîner 0,55 litre par kilogramme de vapeur d'entraînement. L'efficacité de l'entraînement sera d'environ 25 p. 100.

- 5 En ce qui concerne l'appareillage, l'expérience de l'exploitation de notre installation d'essai nous permet de formuler ces quelques remarques.
- Pour obtenir des résultats constants, il est indispensable de prévoir une régulation automatique des températures et de la pression.
- Le chauffage du mélange tout au long du tube mélangeur doit être aussi uniforme que possible. Nous avons en effet constaté au cours d'un démontage a_r, es une marche à 160°C, des dépôts solides assez importants, juste au droit de la résistance que nous avions bobinée autour du tube. L'existence de zones plus chaudes est probablement à l'origine de ce phénomène. Par contre, et ce point est important, nous n'avons trouvé aucun dépôt après une marche prolongée à 120°C et 105°C.
- Les appareils séparateurs de liquides du type à garnissage interne ne sont pas recommandés. Ils présentent des risques de bouchage et constituent un point chaud dans l'installation. Les cyclones donnent satisfaction et il est nécessaire d'en prévoir deux, placés en série.

INSTALLATION INDUSTRIELLE

I. - CHOIX DES EQUIPEMENTS.

A - Mode de chauffage.

Pour le chauffage du solvant et la surchauffe de la vapeur d'eau et du mélange, l'électricité présente l'avantage évident de la souplesse et de la facilité de réglage. Par ailleurs, la capacité calorifique est petite et ne justifie pas une installation de chauffage par un fluide auxiliaire. La vapeur d'eau manque de souplesse de réglage et présente en outre une grande inertie.

B - Alimentation en solvant.

Pour l'alimentation en solvant, la pompe doseuse à engrenages permet de résoudre en même temps le problème de la mesure du débit et de son réglage.

C - Installation de vide.

Une pompe à vide à anneau liquide semble être la solution la plus intéressante. Nos essais ont été effectués avec cet équipement qui présente l'avantage d'un encombrement minimum.

D - Condenseur.

Le choix entre un condenseur par surface et par mélange s'impose pour des questions de séparation des deux phases (solvant et aqueuse). En effet, le condenseur par mélange entraîne la consommation d'une telle quantité d'eau, que la quantité relative de solvant devient ridiculement petite. On se trouve alors devant un problème de séparation.

Pour le condenseur par surface, il faut envisager un échangeur à faisceau tubulaire (eau de refroidissement, côté tubes, vapeurs à condenser, côté calandre). Notons que la non miscibilité des deux phases joue dans le sens d'une amélioration du transfert thermique. Cet échangeur pourra être calculé et dessiné de façon à jouer le rôle de condenseur et de réfrigérant du condensat.

E - Principes de régulation.

Nous admettons un minimum d'intervention manuelle, ce qui nous amène à prévoir les réglages automatiques suivants :

- réglage du vide (par débit de fuite par exemple),
- réglage des températures (vapeur d'entraînement, solvant et mélange)
- réglage des débits -

Nous avons vu au cours des essais que le rapport d'entraînement était lié au pourcentage de résidus. Il faut donc régler seulement deux des trois paramètres suivants :

- débit solvant,
- débit de vapeur,
- débit de résidus.

Le réglage du débit de vapeur est le plus facile, car il peut être fait par diaphragme transmetteur et vanne régulatrice (le débit-volume horaire de vapeur est important).

Des deux autres paramètres, il faut choisir le débit de solvant, la quantité de résidus étant beaucoup plus petite.

- réglage éventuel de la pression de vapeur d'eau

Si la pression du réseau est sujette à des fluctuations, il est indispensable de prévoir un régulateur de pression.

F - Mesures à effectuer.

En plus des mesures nécessaires pour le réglage automatique, nous n'envisageons que la mesure de la quantité de résidus. Tout dépend de l'importance de ces résidus, mais on pourrait éventuellement se contenter d'en effectuer la mesure à l'aide d'un "mesureur", ce qui permettrait le réglage de l'installation au démarrage.

La mesure pour le bilan pourrait se faire globalement sur le stockage.

II. - DONNEES DE BASE EN VUE DES SPECIFICATIONS D'UNE INSTALLATION INDUSTRIELLE.

A - Schéma de principe de l'installation.

Le schéma simplifié de l'installation fait l'objet de la figure 4-1.

B - Equipements.

Nous ne pouvons rentrer dans le détail des spécifications du matériel puisqu'il nous faudrait connaître la capacité horaire et prendre position sur le choix des équipements.

Cependant, nous allons donner dans ce paragraphe quelques recommandations qui pourront être utilisées comme bases des spécifications d'une unité industrielle.

1° - Réchauffeur de solvant.

Il faut limiter au maximum le temps de séjour dans le réchauffeur. On pourra s'inspirer de notre appareil d'essai dont le plan est donné à la figure 4-2.

2° - Venturi et aiguille d'injection.

Les résultats fournis par les essais inactifs et donnés dans le chapitre II doivent permettre de dessiner ces appareils.

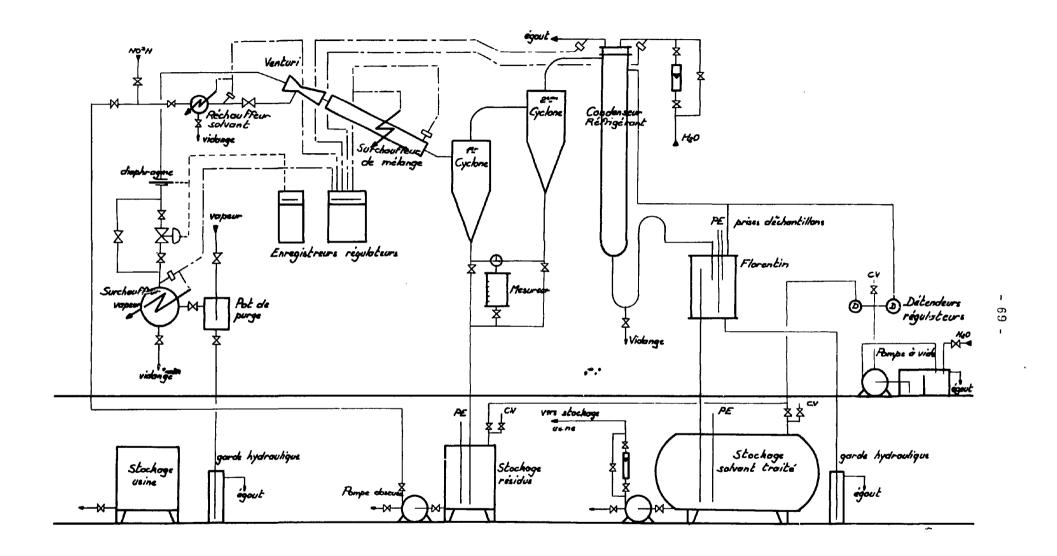


Fig. 4-1 - Schéma de principe d'une installation industrielle

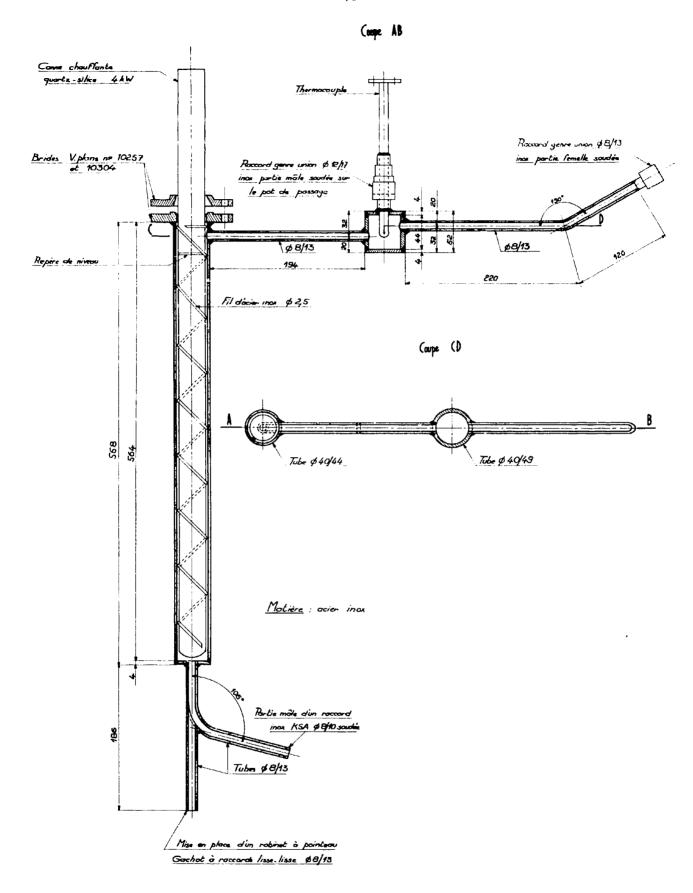


Fig. 4-2 - Réchauffeur de solvant

3° - Surchauffeur du mélange de vapeur d'eau et de solvant.

Cet appareil peut être un simple tube, avec des chicanes, autour duquel on enroulera un ruban chauffant. On s'arrangera pour avoir la meilleure répartition possible de la chaleur tout au long du tube.

La vitesse des vapeurs sera prévue relativement faible (3 à 5 mètres/seconde).

4° - Appareils séparateurs.

Les appareils avec garnissages internes ne sont pes conseillés pour les raisons que nous avons données au chapitre III.

Nous recommandons de prévoir deux cyclones en série. La vitesse d'entrée des vapeurs pourra être prise entre 20 et 25 mètres/seconde.

5° - Condenseur - Réfrigérant.

Cet échangeur du type à faisceau tubulaire et calandre, pourra être installé verticalement, et prévu avec une garde hydraulique sur la tubulure de sortie, pour permettre au liquide condensé de séjourner dans la partie basse du faisceau pour être réfrigéré.

Le coefficient de transfert pour la surface de condensation pourra atteindre 1.500 $kCal/m^2/^{\circ}C/h$, avec une vitesse de l'eau dans les tubes égale au moins à 1 mètre/seconde et un chicanage convenable de la calandre.

Il nous semble indispensable d'avoir un faisceau tubulaire démontable pour permettre le nettoyage à l'extérieur des tubes (côté vapeurs à condenser).

CAPACITE - INVESTISSEMENTS - PRIX DE REVIENT

I. - INTRODUCTION.

L'objet de ce chapitre est :

- de donner des éléments permettant d'orienter le choix d'un mode de marche,
- d'aider à déterminer une capacité horaire, compte-tenu de la quantité totale de solvant à traiter annuellement.
 - de donner une idée des investissements à consentir,
 - de déterminer le prix de revient du litre de solvant traité.

Dans la plupart des cas, le mode de marche et la capacité horaire s'imposent pour des questions essentiellement techniques. Mais, dans le cas où il reste une possibilité de choix entre certaines limites, nous voulons donner des indications permettant de choisir dans le sens de l'économie.

Les investissements sont estimés d'une façon approximative (nous n'avons pas encore étudié l'installation dans le détail) et leur chiffre doit être considéré plutôt comme une donnée minimum. Le taux d'accroissement des investissements en fonction de la capacité, ne peut être considéré comme constant que dans des limites étroites. Cette restriction limite alors la validité de tous les résultats donnés dans ce chapitre, à des capacités horaires comprises entre 20 et 200 1/h.

En ce qui concerne le mode de marche, nous considérons cette unité de traitement comme une unité complémentaire principalement destinée à fonctionner par campagne ; et c'est pourquoi les deux notions de quantité de solvant à traiter par an et de capacité horaire sont à la base des déterminations de prix de revient.

Enfin, nous nous sommes efforcés de donner aussi clairement que possible les bases de nos calculs.

II. - MARCHE INTEGREE OU MARCHE INDEPENDANTE.

A - Accumulation d'activité ou de produits de dégradation dans le solvant.

Soit une unité d'extraction E, installée en série avec une unité de traitement du solvant T dont le rôle est de décontaminer ce solvant avant son recyclage dans l'extraction.

Ce circuit fermé est schématisé par la figure 5-1:

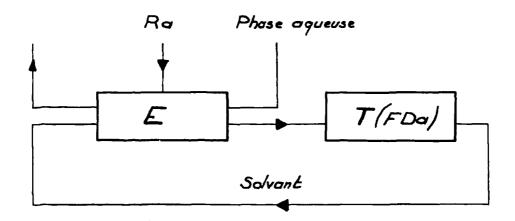


Fig. 5-1 - Schéma du principe de fonctionnement d'une unité d'extraction et de l'unité de traitement

Si nous appelons

R = l'activité, ou la quantité d'un produit de dégradation "a" qui est extrait par le solvant au cours d'un passage dans l'unité d'extraction E

A = la valeur limite de R_a après un nombre infini de passage dans E

FD = le facteur de décontamination pour le produit "a", obtenu dans l'unité de traitement T,

nous obtenons: $A = \frac{R_a}{FD_a - 1}$

En effet, selon ORTH et OLCOTT (déclassé: DPSPU 62-30-19A - Oct. 1962),

- après un premier passage dans l'unité d'extraction E le solvant a extrait R_a et après un premier traitement de décontamination il ne lui restera plus que $\frac{R_a}{FD_a}$

- après un deuxième passage, il accumulera $R_{\underline{a}}$ et contiendra

$$\frac{R_{a}}{FD_{3}} + R_{a} = R_{a} \left[\frac{1}{FD_{a}} + 1 \right]$$
 et après un deuxième traitement, il ne lui restera plus que
$$R_{a} \left[1 + \frac{1}{FD_{a}} \right] \frac{1}{FD_{3}} = R_{a} \left[\frac{1}{FD_{3}} + \frac{1}{FD_{3}} \right]$$

En raisonnant de proche en proche, on voit qu'après n passages, l'accumulation en produit A (ou en activité) sera :

$$R_{a} = \begin{bmatrix} \frac{1}{FD_{a}} & + & \frac{1}{FD_{a}} \\ & & \end{bmatrix}$$

Les termes entre parenthèses sont ceux d'une série géométrique de premier terme et de raison $\frac{1}{FD_3}$.

La somme d'un nombre infini de termes est égale à :

$$S_{n} = \frac{\frac{1}{FD_{a}}}{1 - \frac{1}{FD_{a}}} = \frac{1}{FD_{a} - 1}$$

$$(n = \infty) \qquad puisque \frac{1}{FD_{a}} < 1$$
On a donc bien : $A = \frac{R_{a}}{FD_{a} - 1}$

Ceci signifie que l'accumulation de produits, ou l'activité, tend vers une valeur asymptotique. On y arrive d'autant plus vite et la valeur atteinte est d'autant plus petite que le facteur de décontamination est plus grand.

La figure 5-2 donne l'activité ou l'accumulation atteinte, en fonction du nombre de passages pour des facteurs de décontamination (FD) allant jusqu'à 10.

Pour un FD = 10, après un passage dans E et dans T, l'activité a atteint les 9/10e de sa valeur

Pour un FD₃ = 100, on aura atteint, après un passage, les 99/100 de la valeur limite.

En effet, après 1 passage, on a atteint $\frac{R_a}{FD_a}$ Cette valeur rapportée à la valeur limite $\frac{R_a}{FD_a-1}$ donne bien $\frac{FD_a-1}{FD_a}$.

D'où une première remarque :

Pour des FD supérieurs ou égaux à 10, on peut admettre en première approximation que l'activité ou l'accumulation limite est atteinte dès le premier cycle, c'est-à-dire dès le premier passage dans E et dans T.

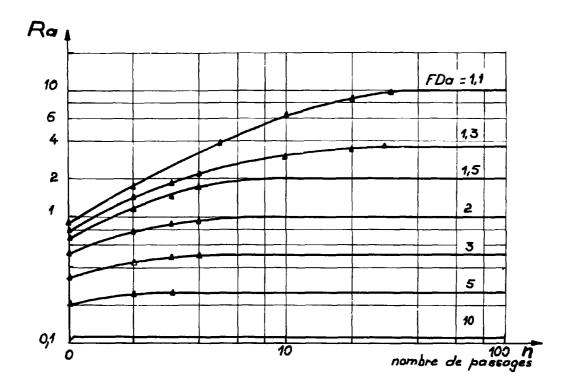


Fig. 5-2 - Evolution de l'activité ou de l'accumulation en fonction du nombre de passages dans E et T

B - Marche intégrée ou marche indépendante.

Le traitement T est un traitement chimique classique conduisant à des F.D. élevés pour certains composés (D.B.P., par exemple) et beaucoup plus faibles pour d'autres. Supposons que nous adjoignons, à ce traitement, un autre traitement "t" de très grande efficacité.

Pour cette unité complémentaire, nous avons le choix entre deux marches :

marche intégrée,

marche indépendante.

Dans ce paragraphe, nous allons essayer de dégager des éléments permettant de choisir entre ces deux marches possibles et, tout au moins, montrer comment le solvant évolue.

- <u>Dans la marche intégrée</u>, on prélève de façon continue une partie q du débit total Q pour le décontaminer, ce qui revient à multiplier le FD_a de l'unité T par $\frac{Q}{Q-q}$.

Nous faisons ici l'hypothèse d'une décontamination totale, ce qui est pleinement justifié quand le FD est grand. Dans le cas où le FD ne serait pas suffisamment grand, il suffirait de multiplier $\frac{Q}{Q-q}$ par le rapport de l'activité restante après traitement complémentaire à l'activité initiale.

La figure 5-3 schématise le principe de fonctionnement en marche intégrée :

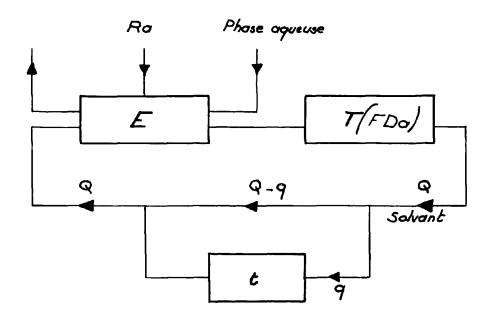


Fig. 5-3 - Schéma du principe de fonctionnement dans le cas d'une marche intégrée

Posons $\frac{Q-q}{Q}$ = K, on obtient dans ce cas comme nouvelle valeur limite :

$$A = \frac{R_a}{FD_a} \qquad \text{puisque} \quad K < 1$$

 $1-K=rac{q}{Q}$ exprime alors le pourcentage de liquide traité dans l'unité de traitement complémentaire t.

On voit que la valeur limite A atteinte sera d'autant plus faible que K sera plus faible. (c'est-à-dire le pourcentage traité plus grand).

- Dans la marche indépendante, la quantité totale de solvant est traitée indépendamment du reste de l'installation. Il faut alors un stockage d'entrée et un stockage de sortie dont la capacité soit au moins égale à cette quantité. Ceci sous-entend, évidemment, que l'on dispose de deux stocks de solvant, alors que pour la marche intégrée un seul suffisait.

La figure 5-4 schématise le principe du fonctionnement en marche indépendante :

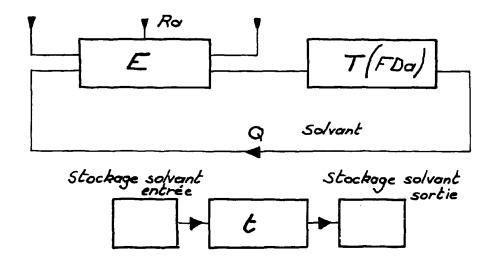


Fig. 5-4 - Schéma du principe du fonctionnement dans le cas d'une marche indépendante

Si nous nous plaçons simplement au point de vue <u>niveau d'activité ou d'accumulation atteint</u>, nous pouvons déterminer au bout de combien de cycles il faudrait prélever le débit total Q pour le traiter, afin d'obtenir le même résultat qu'en marche intégrée, avec une certaine valeur de K.

En effet, la somme des n premiers termes d'une progression géométrique de 1er terme et de raison $\frac{1}{FD_a}$ est :

$$S_{n} = \frac{\left[\left(\frac{1}{FD_{a}}\right)^{n} - 1\right] \frac{1}{FD_{a}}}{\frac{1}{FD_{a}} - 1}$$

ou encore

$$S_n = \left[\left(\frac{1}{FD_a} \right)^n - 1 \right] \left[\frac{1}{1 - FD_a} \right] ;$$

et l'activité atteinte après ces n passes est alors :

$$A = R_a \left[\left(\frac{1}{FD_a} \right)^n - 1 \right] \left[\frac{1}{1 - FD_a} \right]$$

En égalant cette expression à celle de la valeur limite A obtenue avec une valeur de K, on aura une relation nous permettant de calculer l'équivalence de n et K.

On a alors:
$$\frac{R_a}{\frac{FD_a}{K} - 1} = R_a \left[\left(\frac{1}{FD_a} \right)^n - 1 \right] \left[\frac{1}{1 - FD_a} \right]$$
et après transformation :
$$\left(\frac{1}{FD_a} \right)^n = \frac{FD_a (1 - K)}{FD_a - K}$$
(1)

Cette équation est résolue graphiquement sur la figure 5-5.

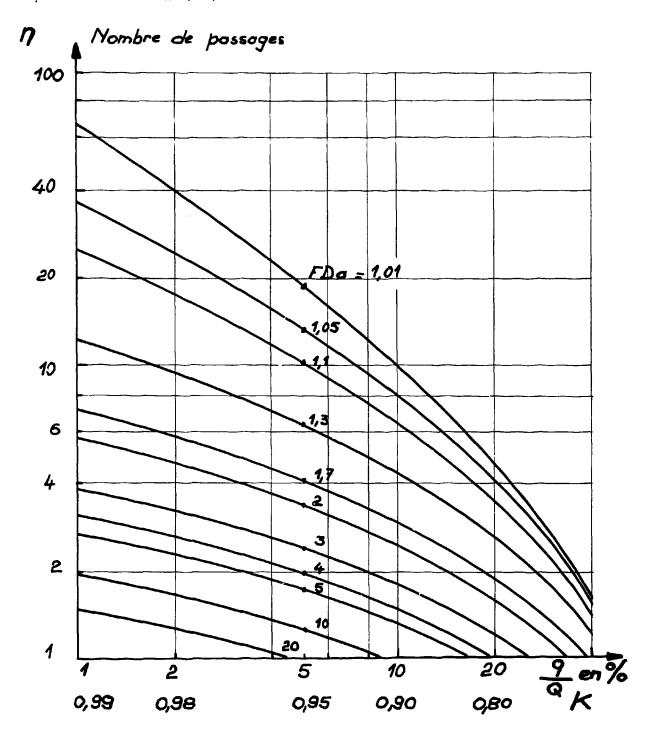


Fig. 5-5 - Résolution graphique de l'égalité (1)

Correspondance entre le nombre de passages n (en marche indépendante) et la valeur de K (en marche intégrée)

Application pour $FD_2 = 1.3$ (voir figure 5-6)

- Sans aucun traitement complémentaire, l'activité sera limitée à :

$$\frac{R_a}{FD_a - 1} = \frac{R_a}{0.30} = 3.33 R_a$$

- Avec un traitement complémentaire, on obtiendra une limite d'accumulation ou d'activité, plus faible et fonction de K.

Une même limite sera atteinte :

- en marche intégrée, en prélevant 10 p. 100 du débit Q (K = 0, 9)
- en marche indépendante,
 en traitant le débit total Q tous les 4,25 cycles.
 Ceci se déduit de la figure 5-5.

En marche intégrée, on aura alors traité au total :

 $4,25 \times 0,10 Q = 0,425 Q$

alors qu'en marche indépendante on aura traité Q, soit largement deux fois plus de solvant.

Pour des F.D. plus forts, l'écart des quantités traitées est encore plus grand.

C'est ainsi que pour FD = 5

& K = 0,90 correspond n = 1,3 (Fig. 5-5).

Quantité traitée en marche intégrée :

 $1,3 \times 0,10 Q = 0,13 Q.$

Quantité traitée en marche indépendante : Q.

On aura alors traité largement 7 fois plus de solvant en marche indépendante.

Il convient cependant de remarquer qu'il n'y a pas tout à fait équivalence des deux marches, puisqu'en marche indépendante on bénéficiera d'une activité ou d'une accumulation moindre pendant une partie du temps, mais au prix d'une quantité beaucoup plus grande de solvant à traiter.

Il faut également se souvenir que nous avons supposé le F.D. de notre traitement complémentaire très grand. S'il n'en était pas ainsi, le raisonnement resterait valable, ainsi que le schéma d'évolution du solvant de la figure 5-6 - à la seule condition de déplacer vers le haut le tracé dans le cas d'un traitement complémentaire.

En conclusion, quand le seul objectif recherché est la limitation de l'activité ou de l'accumulation à un certain niveau, il est beaucoup plus avantageux de choisir la marche intégrée.

III. - CHOIX DE LA CAPACITE OPTIMALE HORAIRE.

Dans ce paragraphe, nous nous proposons de donner des éléments permettant de choisir la capacité optimale horaire d'une unité de traitement complémentaire, connaissant :

- la quantité de solvant à traiter par an,
- les différents postes constituant le prix de revient (amortissements, entretien, consommation d'utilités, pertes et main-d'oeuvre de surveillance).

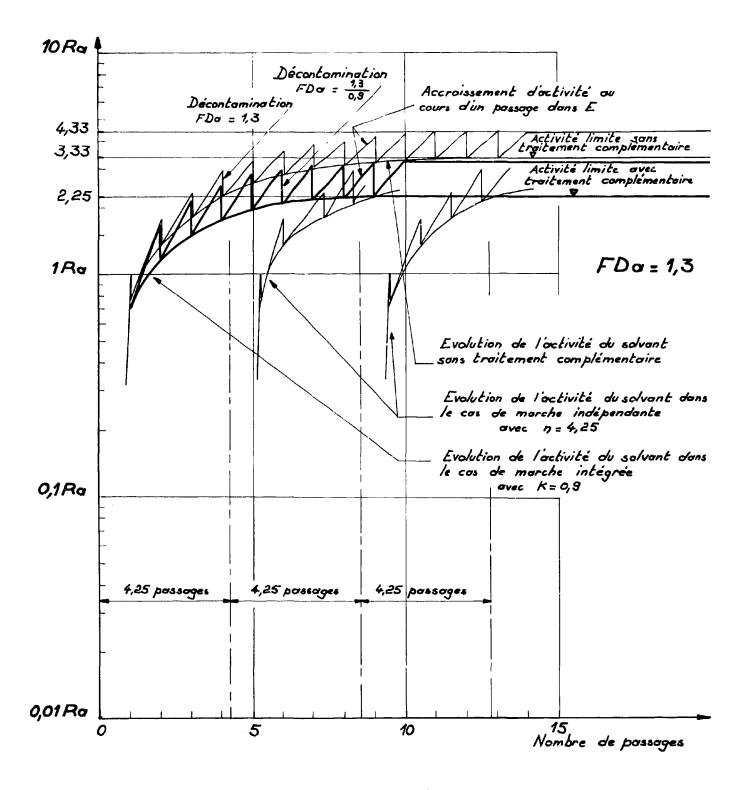


Fig. 5-6 - Schéma d'évolution de l'activité du solvant dans le cas particulier où FD = 1,3 - sans traitement complémentaire

- avec traitement complémentaire

La capacité optimale horaire est la capacité permettant d'obtenir un prix de revient minimum du solvant traité. Pour des raisons de validité de la courbe des investissements, les résuitats de notre étude seront valables seulement pour des capacités horaires comprises entre 20 et 200 litres.

A - Relation entre les investissements et la capacité.

Le tableau 5-1 (voir page 73) donne une estimation préliminaire des investissements pour une capacité de 70 l/h. Nous allons déduire de ces investissements la relation investissements-taille (ou capacité horaire). L'investissement global sera ventilé par postes, affecté chacun d'un coefficient de variations pour une capacité deux fois plus petite. La pondération de ces coefficients par les pourcentages représentés par chaque poste, nous donnera un coefficient global de variation.

Il sera alors facile d'en déduire la relation investissements-taille, sachant que cette dernière est du type exponentiel (type retenu pour toutes les études de ce genre).

$$I_{n} = I_{o} \left(\frac{Q_{n}}{Q_{o}}\right)^{n}$$

$$I_{o} = \text{Investissements totaux pour la capacité } Q_{o}$$

$$I_{n} = " " " " Q_{n}$$

L'exposant n est la pente de la courbe des investissements représentée par la figure 5-7, courbe valable pour des capacités horaires comprises entre 20 et 200 litres, et établie en coordonnées logarithmiques.

On a alors n = 0, 25

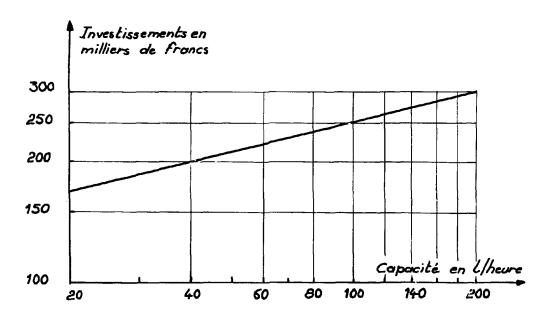


Fig. 5-7 - Investissements en fonction de la capacité horaire

On remarquera que les investissements varient peu en fonction de la capacité.

TABLEAU 5-1
TABLEAU DES INVESTISSEMENTS (1)

Postes	Capacit	é 70 1/h	Capacité 70 1/h		
d'Investissements	Coût en valeur absolue	p. 100 des investissements globaux	Coût en valeur relat, ou coef. de variation	Coefficient pondéré	
Chaudronnerie Tuyautage et Vannage Installation de Vide Pompes Mesure - Contrôle	F 25 000 32 000 15 000 10 000 40 000	12, 3 p. 100 15, 6 p. 100 7, 3 p. 100 5 " 20 "	0,60 0,70 (2) 0,90 (3) 0,90 (3)	0,074 0,109 0,065 0,045 0,200	
Alimentation Electrique Protections Génie Civil et Montage Stockage (4)	5 000 20 000 25 000 30 000 202 000	2,5 " 10 " 12,3 " 15 " 100 "	1 0,90 1 0,70	0,025 0,090 0,123 0,105 0,836	
Imprévus (10 p. 100) Etudes (6 p. 100) TOTAL des Investissements	20 000 12 000 234,000 Fra	ncs		Arrondi à 0,84	

- (1) Construction entièrement en acier inox (type NS 22 S) Matériels selon schéma de principe (fig. 4-1) Construction sans exigences particulières, supposée effectuée dans bâtiment existant, à un endroit ne demandant aucun travail particulier de génie civil.
- (2) On admet ici la proportionnalité du coût au poids de matière.
- (3) Coefficient tiré d'offres de constructeurs de pompes.
- (4) Seulement avec stockage minimum (2 réservoirs de 3 m³).

B - Capacité optimale horaire.

- 1° Eléments du Prix de Revient du Solvant Traité.
 - Les éléments du prix de revient du traitement complémentaire du solvant sont :
- Coûts fixes =
 - le coût des amortissements
 - le coût d'entretien du matériel.

Ces deux coûts sont des pourcentages des investissements, puisqu'on amortit sur un certain nombre d'années et qu'on peut admettre comme frais d'entretien annuels un pourcentage des investissements.

- Coûts proportionnels =
 - le coût des pertes
 - le coût des utilités consommées.

Ces deux éléments sont proportionnels à la quantité de solvant.

Il faut ajouter le coût de la main-d'oeuvre de surveillance. Ce coût est fixe si la marche est continue tout au long de l'année, mais si la marche est discentinue, ce coût devient proportionnel à la capacité totale annuelle et dépend également de la capacité horaire. Nous admettons une marche discontinue. On voit donc que les deux coûts fixes varient dans le même sens que la capacité horaire et que, pour une même quantité de solvant traité annuellement, le coût main-d'oeuvre varie en sens contraire de la capacité horaire. Il existe donc une capacité horaire pour laquelle le prix de revient du solvant traité est minimum. C'est ce que nous appellerons la capacité optimale horaire.

2° - Equation du prix de revient annuel du solvant traité.

- Coûts amortissements et entretien

$$Cf = K I_{O} \left(\frac{Q_{n}}{Q_{O}}\right)^{n}$$

où n = exposant de la courbe des investissements

Q = capacité horaire de base

 Q_n = capacité horaire optimale

I = investissements pour la capacité horaire Q

Cf = coûts fixes annuels pour la capacité Q_n

K = pourcentage des investissements représentant l'amortisssement et l'entretien.

- Coûts proportionnels (pertes et utilités)

$$Cp = k Q_A$$

où Q_{Λ} = quantité de solvant traité par an

k = constante égale au coût des pertes et utilités pour l'unité de volume

Cp = coûts proportionnels annuels.

- Coût main-d'oeuvre de surveillance

$$Cs = \frac{Q_A}{Q_n} = \frac{1}{720} = 1,2$$
 $Hp = \frac{Q_A}{Q_n} = \frac{Hp}{600}$

où Cs = coût main-d'oeuvre annuel

Q = capacité horaire optimale

H = coût mensuel d'un homme

p = nombre d'hommes par mois

1,2 = coefficient de majoration pour tenir compte du temps passé au traitement du

résidu (10 p. 100) et des temps perdus à l'arrêt et au démarrage (10 p. 100) Le prix de revient global annuel (Pr) du traitement est donc :

$$Pr = Cf + Cp + Cs = K I_o \left(\frac{Q_n}{Q_o}\right)^n + k Q_n + \frac{Q_A}{Q_n} \frac{Hp}{600}$$

3° - Capacité optimale horaire.

La capacité horaire Q_n donnant le prix de revient global minimum est la solution de l'équation :

$$\frac{dPr}{dQ_n} = 0 = n K I_o \left(\frac{1}{Q_o}\right)^n \left(Q_n\right)^{n-1} - \frac{Q_A Hp}{Q_n^2 600}$$

On a alors:
$$Q_n^{n-1} Q_n^2 = \frac{Q_A \text{ Hp } (Q_0)^n}{600 \text{ n K I}_0}$$
; $Q_n^{n+1} = \frac{Q_A \text{ Hp } (Q_0)^n}{600 \text{ n K I}_0}$

En posant $r = \frac{Q_n}{Q_0}$ = rapport de la capacité optimale horaire à la capacité choisie comme base des investissements, on a :

$$\left(\frac{Q_{n}}{Q_{o}}\right)^{n+1} = r^{n+1} = \frac{Q_{A} Hp}{600 n K I_{o} Q_{o}}$$

$$d'où : \qquad r = \left(\frac{Q_{A} Hp}{600 n K I_{o} Q_{o}}\right)^{\frac{1}{n+1}}$$
(2)

et: $Q_n = r Q_0$ (3)

Q_n = capacité optimale horaire

 Q_{Δ} = quantité de solvant traité par an

Q = capacité choisie comme base pour l'évaluation des investissements

n = exposant de la courbe des investissements

K = k₁ + k₂ = pourcentage des investissements pour amortissements et entretien

p = nombre d'hommes par mois occupés par la surveillance

H = coût par mois d'un homme

I = investissements pour la capacité de base Q.

Ces équations (2) et (3) nous permettent de calculer la capacité optimale horaire,

connaissant:

- les éléments du prix de revient du traitement,
- la quantité de solvant traitée annuellement.

4° - Relation entre la capacité optimale horaire et la quantité de solvant traitée annuellement.

Il suffit d'appliquer les équations (2) et (3) précédentes. La figure 5-8 donne cette relation pour I_0 = 215 000 francs. Pour le calcul de cette relation, nous avons pris les bases suivantes :

H = 1200 francs par mois

p = 2 hommes par mois - C'est-à-dire un homme en poste occupé à mi-temps

n = 0,25 K = 0,227 - Amortissements sur 6 ans - Entretien annuel 6 p. 100 des investissements

I = 215 milliers de francs pour 50 l/h

 $Q_{2} = 50 \text{ 1/h}.$

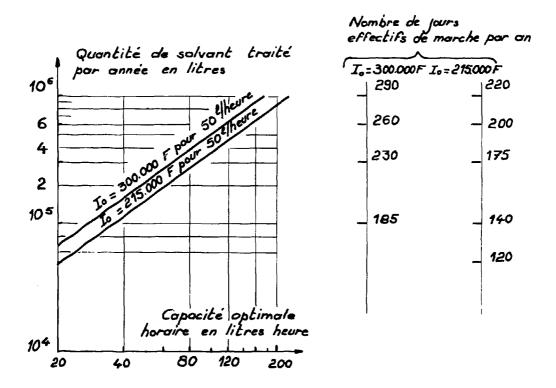


Fig. 5-8 - Capacité optimale horaire et nombre de jours de marche par an

Sensibilité aux différentes variations

Les deux équations (2) et (3) montrent :

- 1 que toutes les variables de l'expression (2) ont la même influence sur la valeur de la capacité optimale horaire,
- 2 que la sensibilité, c'est-à-dire l'influence des variations de l'une des variables, est grande. L'exposant de l'expression (2) est très voisin de 1, alors qu'il en est généralement plus éloi-gné (n = 0,6 ou 0,7).

Pour illustrer cette remarque, supposons que l'installation coûte 300 000 F. par exemple, au lieu de 215 000 F. Traçons sur la figure 5-8 la courbe de cette valeur. On voit que, quand $\rm I_0$ varie dans le rapport 0,72 et 1, $\rm Q_n$ varie dans le rapport 1 et 0,75.

IV. - PRIX DE REVIENT DU LITRE DE SOLVANT TRAITE.

TABLEAU 5-2 BASES DU CALCUL DU PRIX DE REVIENT

1° - Investissements : courbe donnée figure 5-7

2° - Amortissements : sur six années (16,7 p. 100 des investissements)

3° - Coût entretien annuel: 6 p. 100 des investissements

4° - Pertes totales : 4 p. 100 de la quantité traitée (valeur probablement trop forte) se décom-

posant en =

2 p. 100 dus au procédé (résidu du résidu)

2 p. 100 perdus par entraînement . . .

5° - Coûts des utilités

: Vapeur - 10 F la tonne

Electricité - 0,05 F le kW/h

Eau de refroidissement - 0,03 F le m³

6° - Coût du solvant : 3,50 F le litre (pour le calcul du coût des pertes)

7° - Main-d'oeuvre de Surveillance : Coût mensuel d'un homme travaillant en poste · 1 200 F (y compris charges sociales, etc...)

On a besoin d'un homme en poste occupé à mi-temps soit 2 hommes par j.

- 8° Temps passé : 20 p. 100 en plus du temps théorique, pour tenir compte du temps traitement résidu et temps perdu au démarrage et à l'arrêt.
- 9° Consommations d'utilités par litre de solvant traité :

3 kg de vapeur - 0,5 kW/h d'électricité - 0,2 m³ d'eau de refroidissement

N.B. Les coûts proportionnels par litre de solvant traité sont de :

Consommations utilités - 0,061

Pertes - 0,140

0,201 F / litre traité

Les coûts amortissements et entretien ont été établis en supposant leur invariabilité, en fonction de la quantité traitée annuellement.

TABLEAU 5-3

PRIX DE REVIENT DU LITRE DE SOLVANT TRAITE

QUANTITE TRAITEE PAR AN : 50 000 litres

WOMMANDED THAT IN . 00 000 MARCO							
Capacité horaire	201	4	10 1	80 1		100 1	
Coûts par litre traité :				- -			
- Amortissements et Entretien	0,777 F.	0,8	890 F. 1,090 F.		·	1,160 F.	
- Utilités et Pertes	0,201 F.	0,2	01 F.	0,201 F.		0,201 F.	
- M. O. surveillance	0,200 F.	0,1	00 F.	0,050 F	۱۰	0,040 F.	
Prix de revient du litre traité	1,178 F.	1,1	1,191 F. 1,341 F		1,341 F. 1,401 F		
QUANTITE TRA	ITEE PAR AN	: 10	0 000 lit	res			
Capacité horaire	40 1		30 1	130 1		200 1	
Coûts par litre traité:							
- Amortissements et Entretien	0,454 F.	0,5	45 F.	0,615 F.		0,680 F.	
- Utilités et Pertes	0,201 F.	0,201 F.		0,201 F.		0,201 F.	
- M.O. surveillance	0,100 F.	0,050 F.		0,031 F.		0,020 F.	
Prix de revient du litre traité	0,755 F.	0,796 F.		F. 0,847 F.		0,901 F.	
QUANTITE TRAITEE PAR AN : 500 000 litres							
Capacité horaire	100 1		150 1		200 1		
Coûts par litre traité:							
- Amortissements et Entretien	0,116 F.		0, 127 F.		0	0,136 F.	
- Utilités et Pertes	0,201 F.		0,201 F.		o	0,201 F.	
- M. Ö. surveillance	0,040 F.		0,027 F.		0	0,020 F.	
Prix de revient du litre traité	0,357 F.		0,355 F.		0	, 357 F.	

Prix de revient du litre de solvant traité, en francs

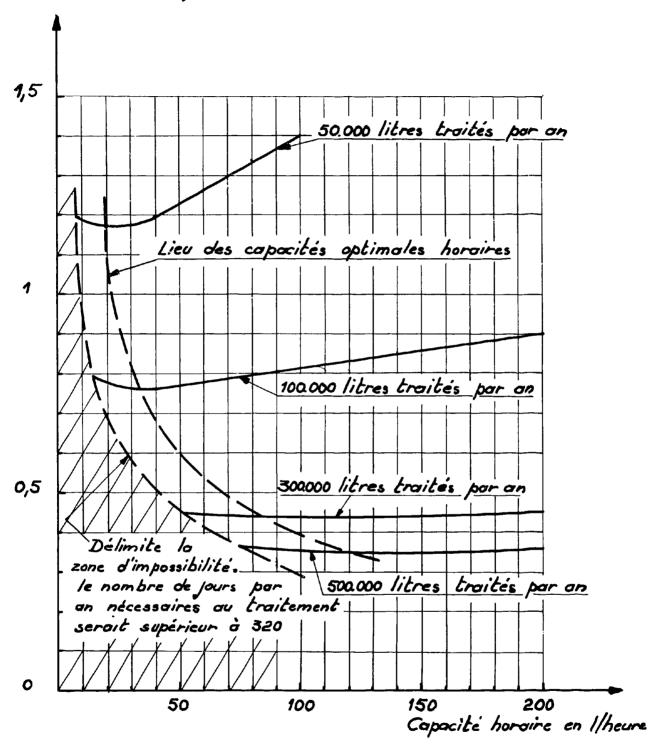


Fig. 5-9 - Evolution du Prix de Revient

V. - CONCLUSIONS du Chapitre V.

De cette étude, nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

- En se plaçant uniquement au coint de vue niveau d'activité ou d'accumulation atteint, il est beaucoup plus avantageux de traiter un pourcentage du débit total (marche intégrée), plutôt que de traiter en bloc une charge de solvant usé (marche indépendante).
 - L'avantage tiré d'une moins grande quantité de solvant à traiter pour un même résultat, sera d'autant plus grand que le ${\rm FD}_{\rm q}$ (celui du traitement existant) sera grand.
- Les investissements varient assez peu avec la capacité horaire. Alors que la capacité évolue dans le rapport 1 à 10, les investissements varient à peine dans le rapport 1 à 2. Ceci est dû à la très faible variation des postes : mesure et contrôle, protection, pompes, qui sont importants en valeur relative.
- Pour la détermination du prix de revient, nous avons fait l'hypothèse de l'indépendance des coûts des amortissements et d'entretien vis-à-vis de la capacité horaire et de la quantité de solvant traitée par an.

Nous obtenons alors le tableau 5-3 d'évolution du prix de revient qui confirme quantitativement ce qui semblait évident qualitativement ;

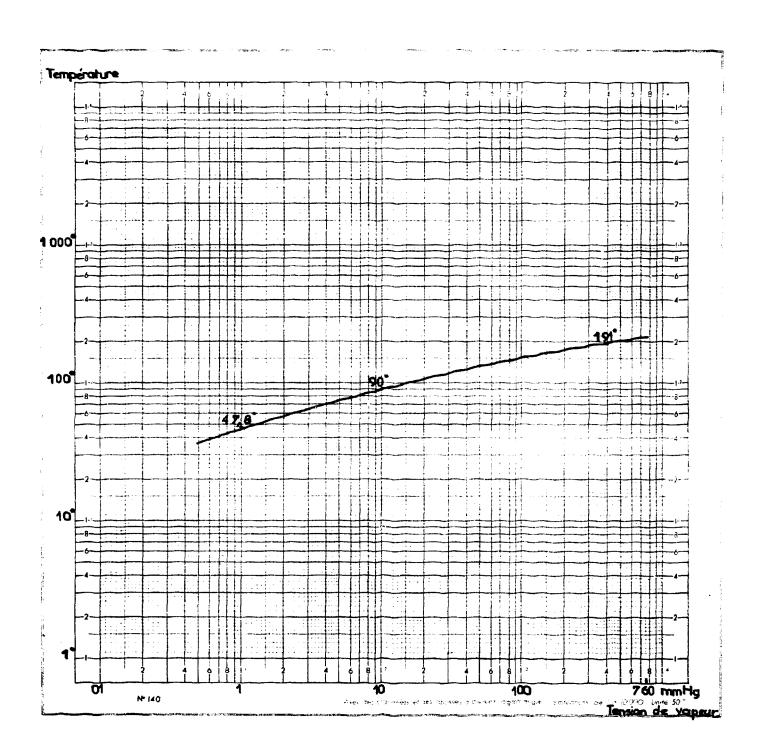
- lorsque les quantités traitées par an sont relativement faibles (autour de 50 m³/an), les 4/5 du prix de revient sont représentés par les amortissements et l'entretien ;
- lorsque les quantités traitées par an sont fortes (autour de 500 m³/an), le prix de revient n'est plus que de 0,36 F. le litre, soit environ trois fois moins que précédemment. Dans ce cas, la part des amortissements et de l'entretien est du 1/3 environ.

En d'autres termes :

- le traitement de 50 m 3 /an de solvant, à raison de 50 l/h (par exemple), coûterait 58 000 francs par an ;
- le traitement d'une quantité 10 fois plus grande, soit 500 m³/an, à raison de 100 l/h, coûterait 179 000 francs, soit 3 fois plus seulement.
- Comme le montre la figure 5-9, la détermination de la capacité optimale horaire ne présente d'intérêt que pour de faibles quantités de solvant traitées par an. On voit, en effet, que pour de grandes quantités, le prix de revient est pratiquement indépendant de la capacité horaire.

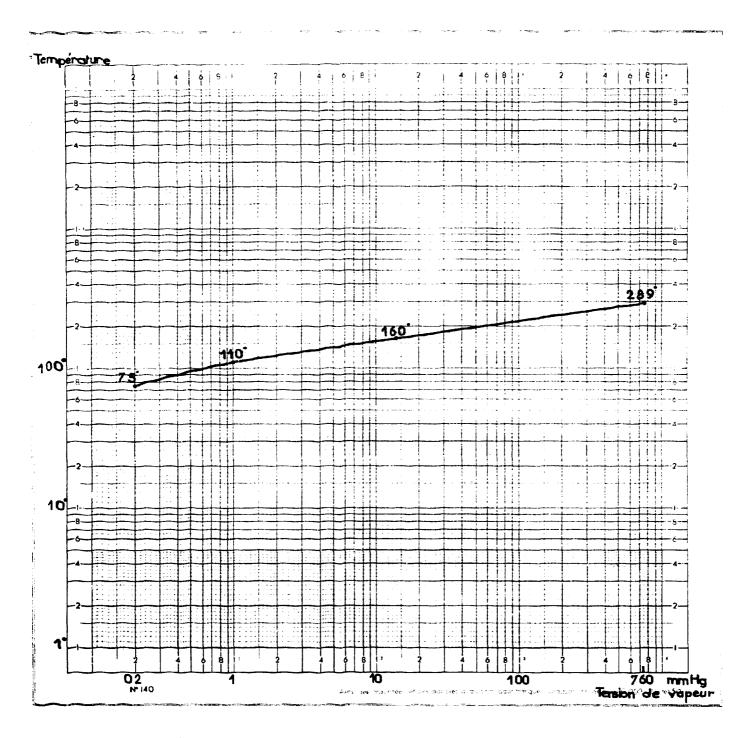
Manuscrit reçu le 18 décembre 1963

Annexe 1-1



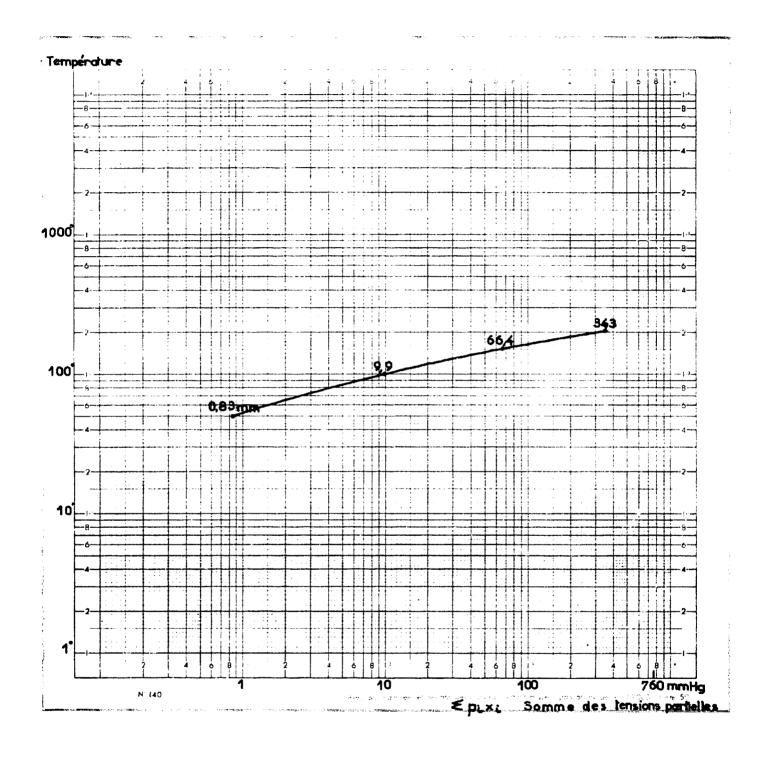
Courbe de pression de vapeur un Dodécane

Annexe 1-2



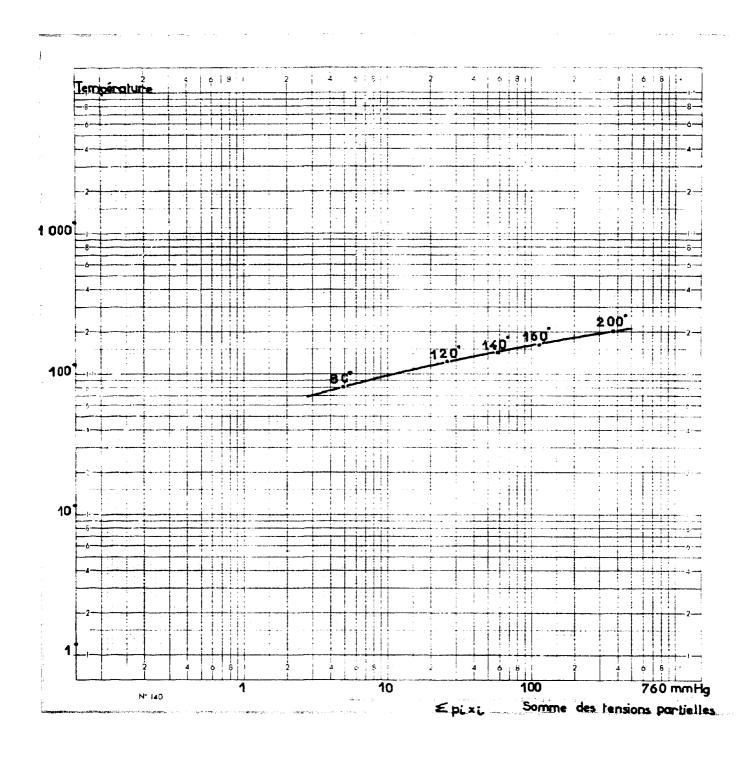
Courbe de pression de vapeur du Tributylphosphate

Annexe 1-3



Courbe de pression de vapeur du solvant contenant : 60 p. 100 de Dodécane ($x_d = 0,65$)
40 p. 100 de T. B. P. ($x_t^d = 0,35$)

Annexe 1-4



Courbe de pression de vapeur du solvant contenant : 70 p. 100 de Dodécane ($x_t^d = 0.74$) 30 p. 100 de T. B. P. ($x_t^d = 0.26$)

#