

# L'étude de la zone thermiquement affectée au soudage électrique à l'arc.

## Elektrik ark kaynağında ısının tesiri altında kalan bölgenin etüdü

Prof. Salâhaddin ANIK\*

Dr. Mübeccel CİN\*\*

### Résumé

*Dans cette recherche, on a étudié l'influence de la distance du bord sur la variation de la dureté de la zone thermiquement affectée. Pour différentes distances du bord et différentes épaisseurs des éprouvettes, la variation de la dureté de la zone thermiquement affectée a été étudiée après soudage au courant continu et alternatif.*

*Les résultats montrent que la distance du bord et la vitesse de refroidissement ont une grande influence sur la dureté maximum de la zone thermiquement affectée.*

### Özet

*Bu çalışmada, ısının tesiri altında kalan bölgedeki sertleşme meylini etkileyen faktör olarak, kenar etkisi alınmış ve sertliklerin değişimi etüdü edilmiştir. Kenar etkisinin tayini için çeşitli kenar mesafelerinde ve deney parçası kalınlıklarında sertlik değişimi esas alınarak deneyler doğru ve alternatif akımda tekrar edilmiştir.*

*Sonuçta, kenar mesafesinin ve buna bağlı olarak soğuma hızının ısının tesiri altında kalan bölgenin maksimum sertliğini büyük ölçüde etkilediği bulunmuştur. Ayrıca, çeşitli kenar mesafelerinde elde edilen mak-*

\*) Université Technique d'Istanbul, Faculté de Mécanique. Prof.

\*\*\*) Université Technique d'Istanbul. Faculté de Mécanique. Dr.

*simum sertlik değerlerinin kaynak kabiliyetine etkisi tartışılmış ve saç kalınlıkları için sertlik bakımından çeşitli doyma mesafeleri tespit edilmiştir.*

### 1.0.0. Introduction

La zone thermiquement affectée (ZTA) est la zone du métal d'apport qui commence de la surface de contact de ce dernier avec le métal de base et qui se trouve entre 1400..700°C. La zone qui se trouve surtout à une température supérieure à 900°C, peut être considérée soumise à une sorte de trempe si le refroidissement est rapide comme c'est le cas des tôles épaisses. Ainsi, selon la composition de l'acier, cette zone sera fragile et d'une haute dureté (1, 2, 3).

La dureté finale des aciers de construction non alliés qui contiennent plus de 0,25 % de C et des aciers de construction légèrement alliés et de haute résistance est supérieure à celle des aciers non alliés et de faible teneur en carbone. Ainsi, la zone thermiquement affectée durcit devient fragile et les risques de fissuration augmentent. Le durcissement de l'ensemble soudé est défini généralement par la dureté maximum de la zone thermiquement affectée (4, 5).

A la commission No. IX sur le «Comportement des métaux du point de vue du soudage» de l'Institut International de la Soudure (IIS - IIW), la valeur de 350 Vickers a été proposée pour la dureté maximum de la zone thermiquement affectée (6). Une dureté plus haute que 350 Vickers peut présenter des risques de fissuration (7, 4).

Par les documents numéro IX-910-74 et IX-914-74 des recherches ont été proposées par l'IIS (Commission No. IX «Comportement des métaux du point de vue du soudage») sur les propriétés de la zone thermiquement affectée (8, 9).

Le premier facteur qui présente des risques de fissuration est le durcissement de la zone thermiquement affectée. Dans cette recherche, en tenant constant certains facteurs, on a étudié l'influence sur la dureté de la zone thermiquement affectée.

### 2.0.0. Présentation du sujet

Pendant le soudage, la zone thermiquement affectée est austénitique. Au bord du cordon de soudure, à cause de la vitesse de refroidissement, il y a formation de marténsite. La formation de cette zone dure et peu ductile est liée au pourcentage du carbone et des éléments d'alliage. Surtout le carbone et le manganèse sont deux éléments qui influent à la sou-

dabilité de l'acier non allié. On calcule le carbone équivalent par la formule

$$[C] = C \% + \frac{Mn}{6} \%.$$

Quant aux aciers peu alliés de haute résistance, outre que le carbone et le manganèse, les autres éléments d'alliage aussi influent sur la dureté et ainsi facilitent les risques de fissuration (10, 11, 12).

$$[C] = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{15} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{5} \quad (10)$$

$$[C] = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Si}{24} + \frac{Ni}{15} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{Cu}{13} + \frac{P}{2} \quad (11)$$

$$[C] = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Ni+Cu}{15} \quad (IIS)$$

La dureté maximum de la zone thermiquement affectée peut être calculée de la formule empirique suivante (13).

$$H_{v_{max}}(10 \text{ Kp}) = (666 \cdot C \% + 40) \pm 40 \quad (\text{kp/mm}^2)$$

Le carbone équivalent est lié à la fissilité. Les recherches de Sims et Banta (4, 14) montrent que, le pourcentage de la fissuration sous cordon augmente en général d'une manière linéaire avec le pourcentage des éléments d'alliage.

Ito et Bessyo (1, 15) ont défini un paramètre pour la fissuration. Edson (56), donne la dureté de la zone thermiquement affectée en fonction de la composition.

Dans leurs travaux, Kihara, Suzuki et Kanatani (17) ont cherché l'influence des dimensions de l'échantillon, de la chaleur produite pendant le soudage, du préchauffage, de la nature de l'enrobage, de la longueur de la passe, de l'allumage de l'arc de la soudure de pointage, de la soudure en angle intérieur, de la forme des bords sur la vitesse de refroidissement en angle intérieur, de la forme des bords sur la vitesse de refroidissement de la zone thermiquement affectée. Le but de ces recherches est d'acquérir les connaissances nécessaires sur la dureté maximum de la zone thermiquement affectée en fonction de la composition et de la géométrie de la soudure.

Hess, Merrill, Nippes et Bunk (18) ont défini l'influence de l'intensité, de la tension à l'arc, et de la vitesse de soudage sur la vitesse de refroidissement au moyen du paramètre  $EI/v$ . (Chaleur par unité de longueur du cordon de la soudure). D'autres chercheurs ont proposé le paramètre  $I/v^{1/2}$  au lieu de  $EI/v$ . Selon Suzuki et Kobayashi (19), ainsi que Kihara, Suzuki et Kanatani (17), la vitesse de refroidissement de la zone thermiquement affectée peut être mieux exprimée par le paramètre  $I/v$  au lieu de  $EI/v$ .

Pour un cordon de soudure court, la vitesse de refroidissement est grande. Le refroidissement au commencement ou au cratère du cordon est plus grand qu'au milieu (20). A la relation entre la vitesse de refroidissement et la longueur du cordon de soudure, la vitesse de refroidissement au cratère est le double que celle au centre du cordon. Ce résultat est valable soit pour une seule passe linéaire soit pour une soudure en angle intérieure d'une seule passe. Kihara et Masubuchi (21) ont montré que la vitesse de refroidissement au commencement ou au cratère est le double de celle au milieu. Les résultats pratiques coïncident avec ceux de Kihara et Masubuchi. Pour une longueur de cordon au dessous de 35 mm, la vitesse de refroidissement augmente sensiblement (4).

Les recherches faites par Suzuki, Tamura, Kawana et Hashiguchi (22) sur des aciers de construction légèrement alliés ( $Mn-V-Ti$ ) de haute résistance et d'épaisseur 20 mm. (électrode basique de 4 mm de diamètre; intensité 170 A ; vitesse de soudage 150 mm sec ; cordon linéaire) ont montré que la dureté maximum était à la zone martensitique à gros grains, située juste à côté de la passe. Madea et Yamazaki (23) ont fait des recherches semblables sur des aciers de construction de haute résistance, trempés et revenus. Mais à cause des traitements thermiques que les aciers avaient été soumis, on a vu une diminution de dureté au point  $A_1$ , à la zone thermiquement affectée.

A la zone thermiquement affectée, la relation entre la vitesse de refroidissement et la dureté maximum est un indice important pour la soudabilité des aciers. Otani (24) a étudié le problème de la dureté maximum critique au point de vue de la fissuration (Essai Tekken (23)). Pour les aciers de haute résistance, si la dureté Vickers dépasse la valeur de 350 Kp/mm<sup>2</sup>, la fissilité augmente rapidement. La sensibilité à la fissuration n'est pas tellement grande pour les aciers de moindre résistance (type  $Mn-Si$ ) et pour une dureté de 350 Vickers, mais au-dessus de cette valeur elle a tendance à augmenter.

Evans, Simonsen et Augland (26), ainsi que Granjon (27), à la suite de leurs recherches, ont déterminé que la fissuration dépend de trois fac-

teurs : les transformations, les contraintes et la quantité de l'hydrogène (28).

### 3.0.0. Essais effectués

#### 3.1.0. Matériaux

Les aciers non alliés sur lesquels les essais ont été effectués contiennent 0,40 à 0,50 % de carbone. Suivant l'épaisseur et la dureté de la zone thermiquement affectée, on a choisi des échantillons de différentes épaisseurs ( $a=8,16,24$  mm) et de haute teneur en carbone (Tableau 1).

Tableau 1. Teneur en carbone des aciers utilisés.

Teneur en carbone des aciers utilisés		
8 (mm)	16 (mm)	24 (mm)
0,43	0,50	0,45
0,40	0,45	0,41
0,44	0,43	0,40

#### 3.1.1. Préparation des éprouvettes

Dans ses recherches, B. A. Graville (29) a utilisé des éprouvettes de largeur 300 mm. au minimum. En partant du même principe, dans cette étude, les dimensions des éprouvettes ont été choisies 150x150xa (Fig. 1).

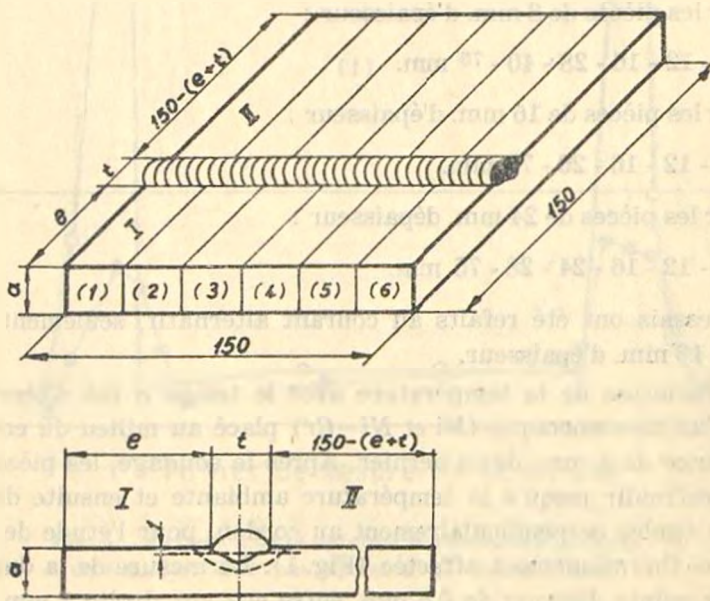


Fig. 1. Dimensions des éprouvettes.

En pratique, les tôles utilisées au soudage électrique à l'arc ont une épaisseur minimum de 8...10 mm. Pour cette raison, la plus petite épaisseur des éprouvettes utilisées dans les essais est 8 mm. La raison du choix de 24 mm. comme épaisseur est que cette valeur est proche de l'épaisseur des tôles utilisées à la construction des récipients à pression et qu'elle est le triple de l'épaisseur minimum 8 mm. Pour une troisième valeur de l'épaisseur, on a choisi 16 mm, valeur moyenne de l'épaisseur minimum et maximum. Ainsi, les essais ont été effectués sur des tôles d'épaisseur

$$a = 8 \times 1 = 8 \text{ mm}$$

$$a = 8 \times 2 = 16 \text{ mm}$$

$$a = 8 \times 3 = 24 \text{ mm}$$

### 3.2.0. Le soudage

L'opération a été réalisée au moyen d'une génératrice de soudage et on a utilisé des électrodes au rutile de 3.25 mm. de diamètre. L'intensité du courant était  $I=120...130 \text{ A}$ , le voltage  $V=15...20 \text{ V}$  et la vitesse de soudage  $v=18 \text{ cm/min}$ . La distance du cordon du bord de l'éprouvette est :

Pour les pièces de 8 mm. d'épaisseur :

4 - 8 - 12 - 16 - 28 - 40 - 75 mm.

Pour les pièces de 16 mm. d'épaisseur :

4 - 8 - 12 - 16 - 20 - 75 mm.

Pour les pièces de 24 mm. d'épaisseur :

4 - 8 - 12 - 16 - 24 - 28 - 75 mm.

Les essais ont été refaits au courant alternatif, seulement pour les pièces de 16 mm. d'épaisseur.

La variation de la température avec le temps a été déterminée au moyen d'un thermocouple ( $Ni$  et  $Ni-Cr$ ) placé au milieu du cordon et à une distance de 1 mm. de ce dernier. Après le soudage, les pièces ont été laissées refroidir jusqu'à la température ambiante et ensuite divisées en 6 parties égales perpendiculairement au cordon, pour l'étude de la dureté de la zone thermiquement affectée (Fig. 1). La mesure de la dureté a été faite aux points distants de 0,5 mm. entre eux sur droite 1 mm. au-dessous de la surface (Fig. 2, 3, 4).

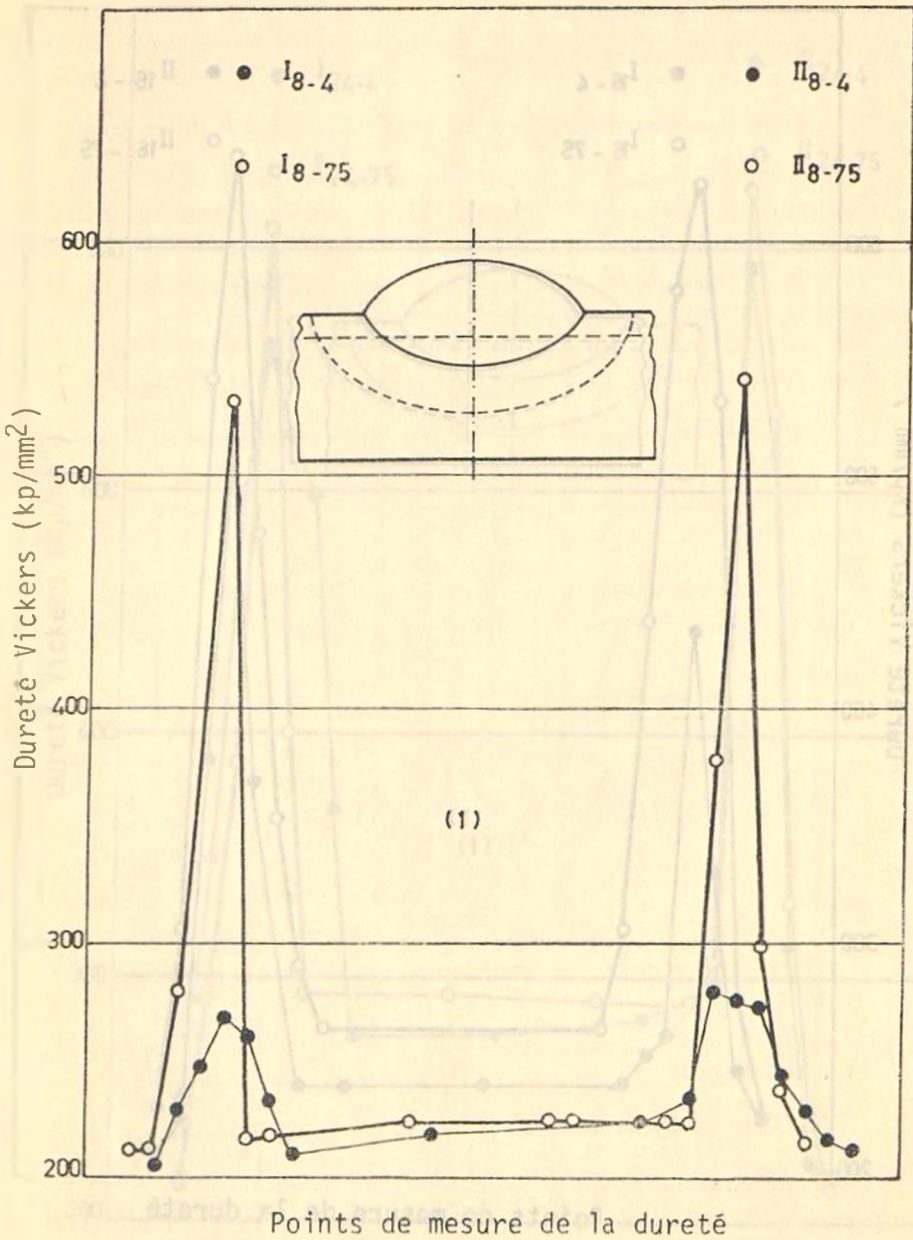


Fig. 2. Variation de la dureté à des distances du bord de 4 mm. et de 75 mm. Epaisseur de la pièce 8 mm.

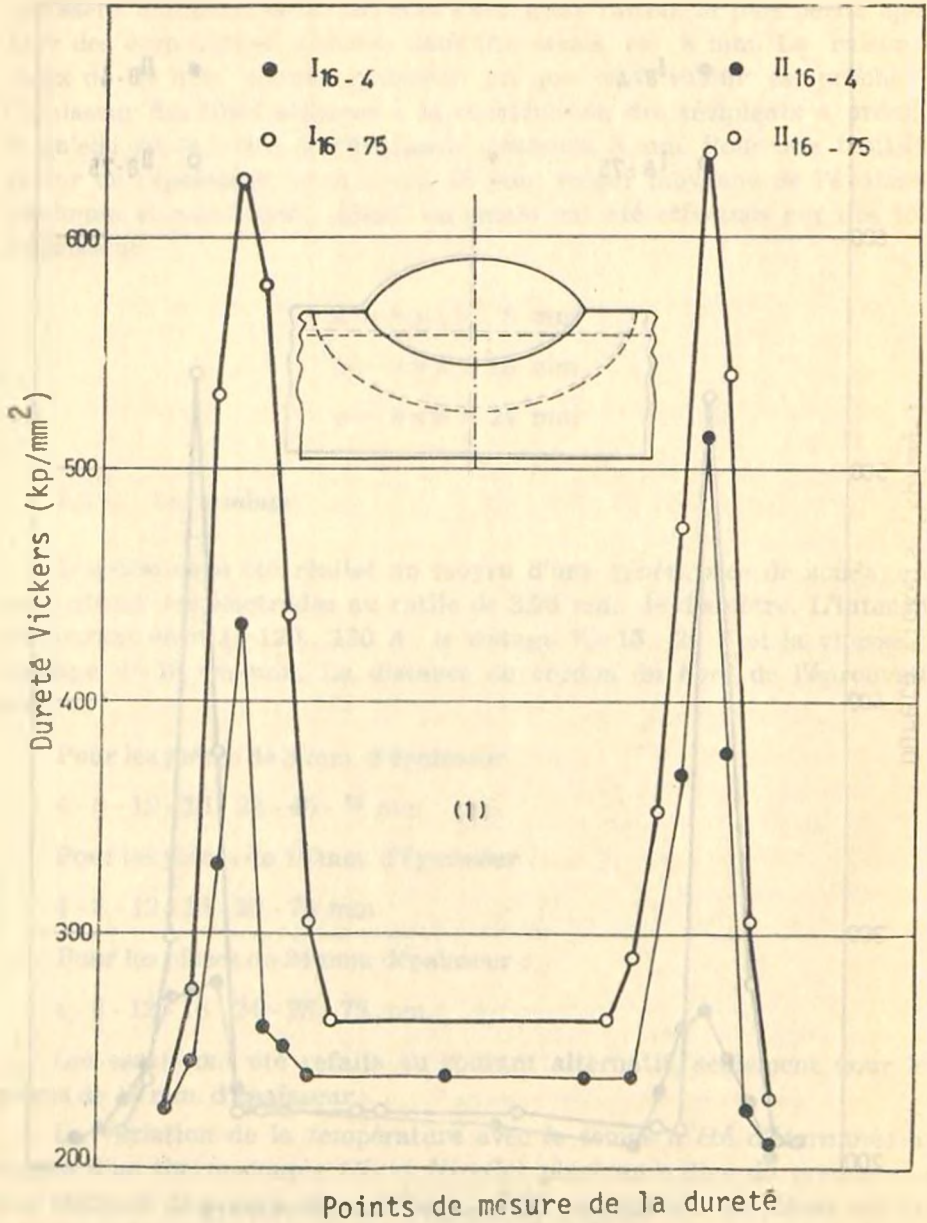


Fig 3. Variation de la dureté à des distances du bord de 4 mm. et de 75 mm. Epaisseur de la pièce 16 mm.



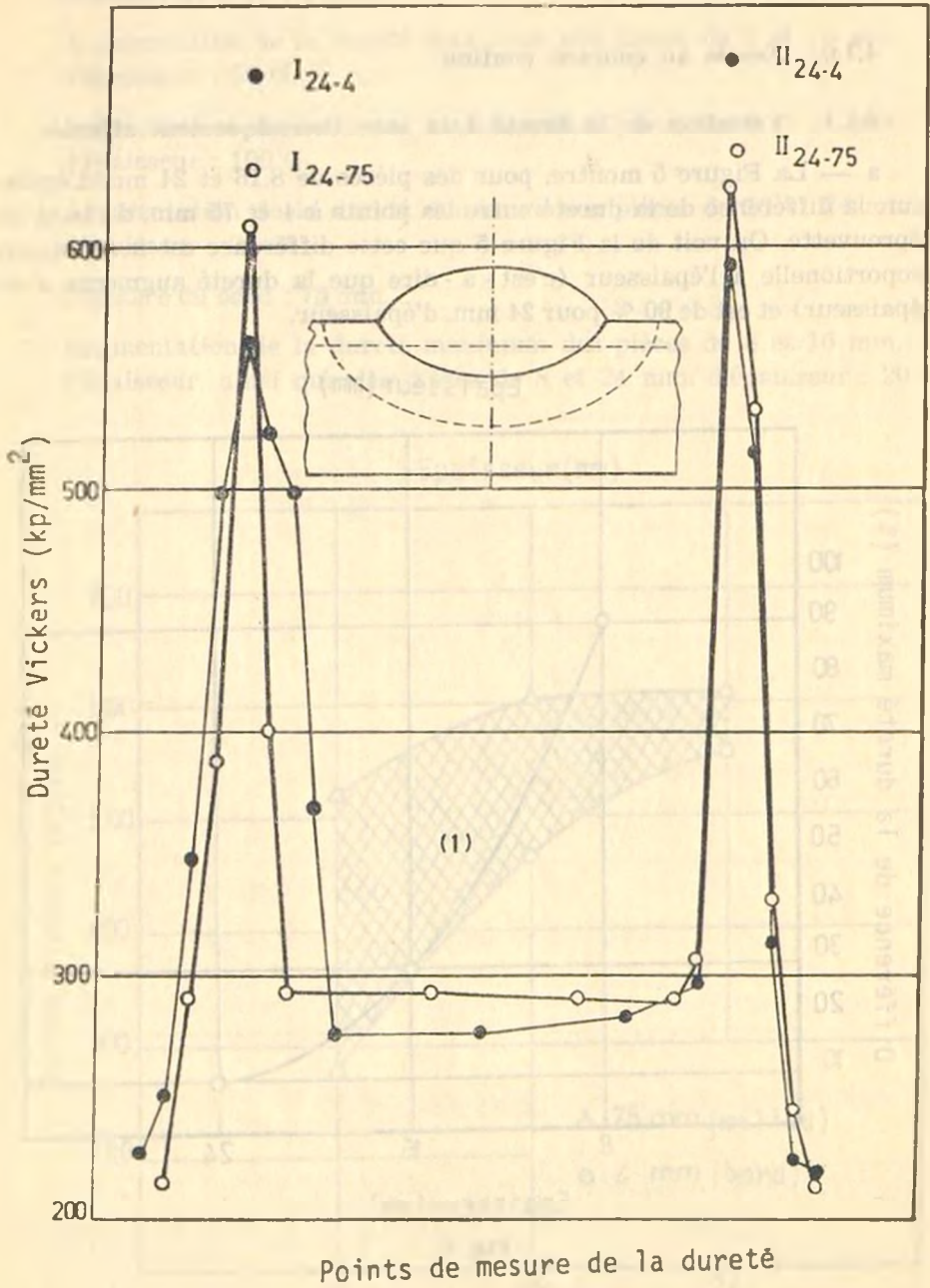


Fig. 4. Variation de la dureté à des distances du bord de 4 mm. et de 75 mm. Epaisseur de la pièce 24 mm.

#### 4.0.0. Discussion

##### 4.1.0. Essais au courant continu

##### 4.1.1. Variation de la dureté à la zone thermiquement affectée

a — La Figure 5 montre, pour des pièces de 8,16 et 24 mm d'épaisseur, la différence de la dureté entre les points à 4 et 75 mm. du bord de l'éprouvette. On voit de la Figure 5 que cette différence est inversement proportionnelle à l'épaisseur (c'est - à - dire que la dureté augmente avec l'épaisseur) et est de 90 % pour 24 mm. d'épaisseur.

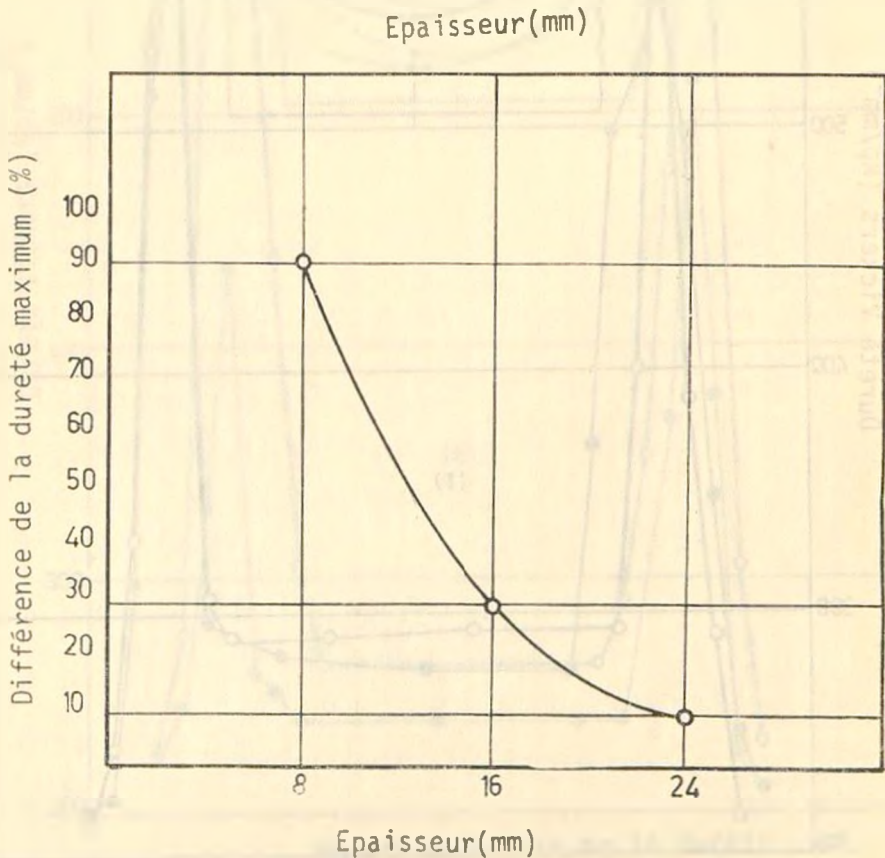


Fig. 5

b — A une même distance du bord de la pièce, la différence entre les valeurs de la dureté pour les épaisseur différentes est :

Distance du bord : 4 mm.

Augmentation de la dureté maximum des pièces de 8 et 16 mm. d'épaisseur : 70 %

Augmentation de la dureté maximum des pièces de 8 et 24 mm. d'épaisseur : 100 %

Augmentation de la dureté maximum des pièces de 16 et 24 mm. d'épaisseur : 20 %

Distance du bord : 75 mm.

Augmentation de la dureté maximum des pièces de 8 et 16 mm. d'épaisseur, ainsi que des pièces de 8 et 24 mm. d'épaisseur : 20 %

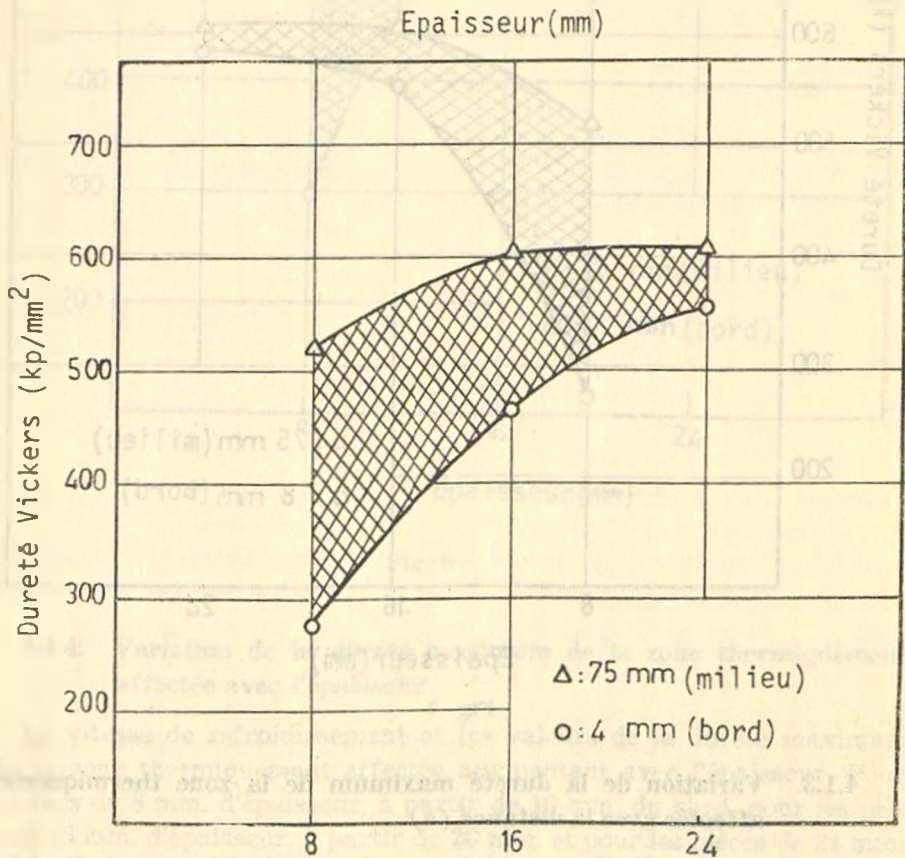


Fig. 6

#### 4.1.2. Variation de la dureté maximum dans la zone thermiquement affectée

La variation de la dureté maximum avec l'épaisseur est donnée aux Fig. 6, 7, 8, 9, 10 (paramètre : distance du bord de la pièce). On voit sur chacune de ces figures que la surface qui existe entre deux courbes diminue quand la distance du bord et l'épaisseur augmentent; ainsi cette surface devient presque nulle pour 16 et 20 mm. de distances du bord et pour des épaisseurs de 16 et 24 mm.

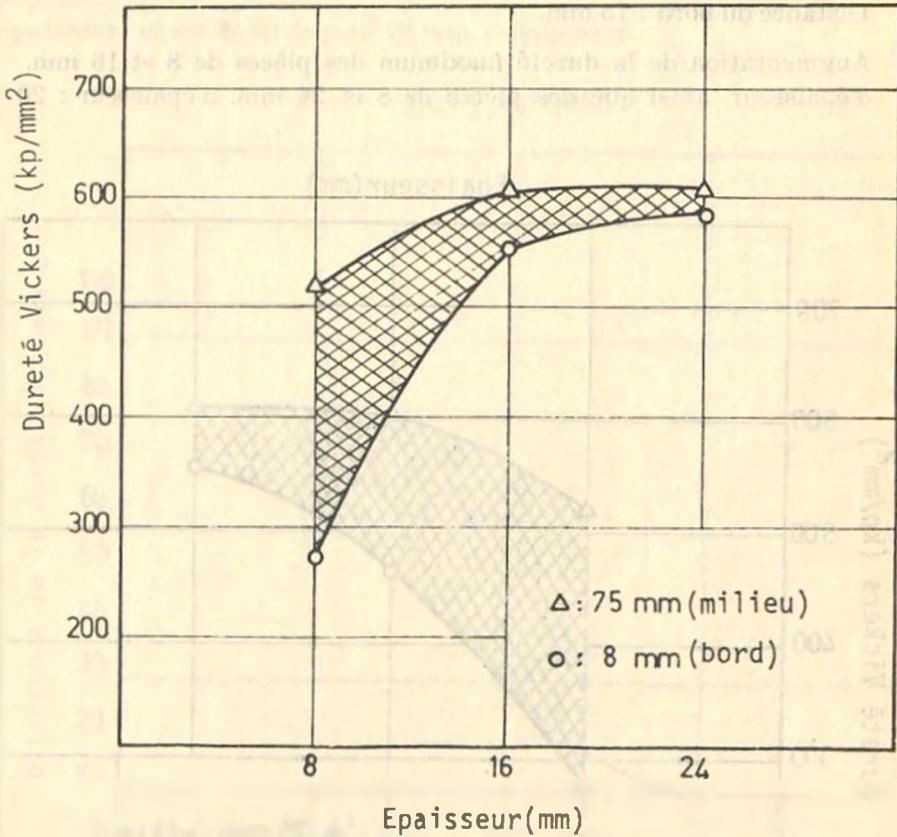


Fig. 7

#### 4.1.3. Variation de la dureté maximum de la zone thermiquement affectée avec la distance (e)

La vitesse de refroidissement augmente avec la distance du bord jusqu'à une certaine valeur de cette dernière à partir de laquelle la vitesse

de refroidissement reste constante. Plus l'épaisseur est grande, plus petite est la valeur de la distance du bord à partir de laquelle la vitesse de refroidissement reste constante (Fig. 11, 12 et 13).

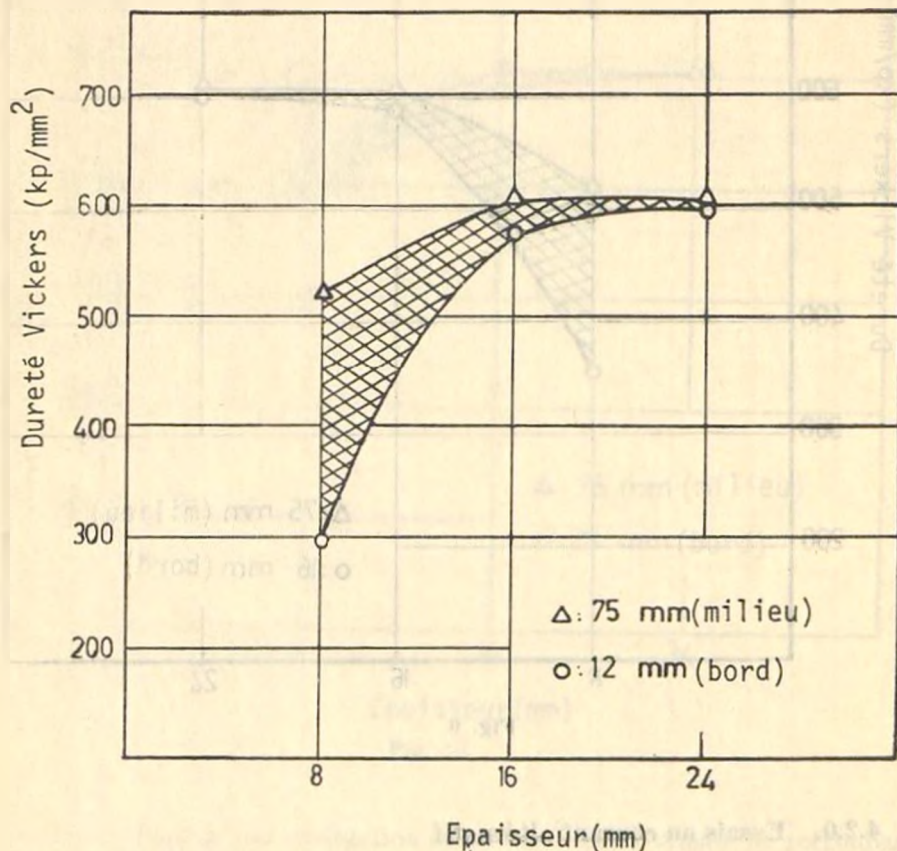


Fig. 8

#### 4.1.4. Variation de la dureté maximum de la zone thermiquement affectée avec l'épaisseur

La vitesse de refroidissement et les valeurs de la dureté maximum dans la zone thermiquement affectée augmentant avec l'épaisseur. Pour les pièces de 8 mm. d'épaisseur, à partir de 16 mm. du bord, pour les pièces de 16 mm. d'épaisseur, à partir de 20 mm. et pour les pièces de 24 mm. d'épaisseur, à partir de 16 mm. du bord, les valeurs de la dureté maximum ne changent plus.

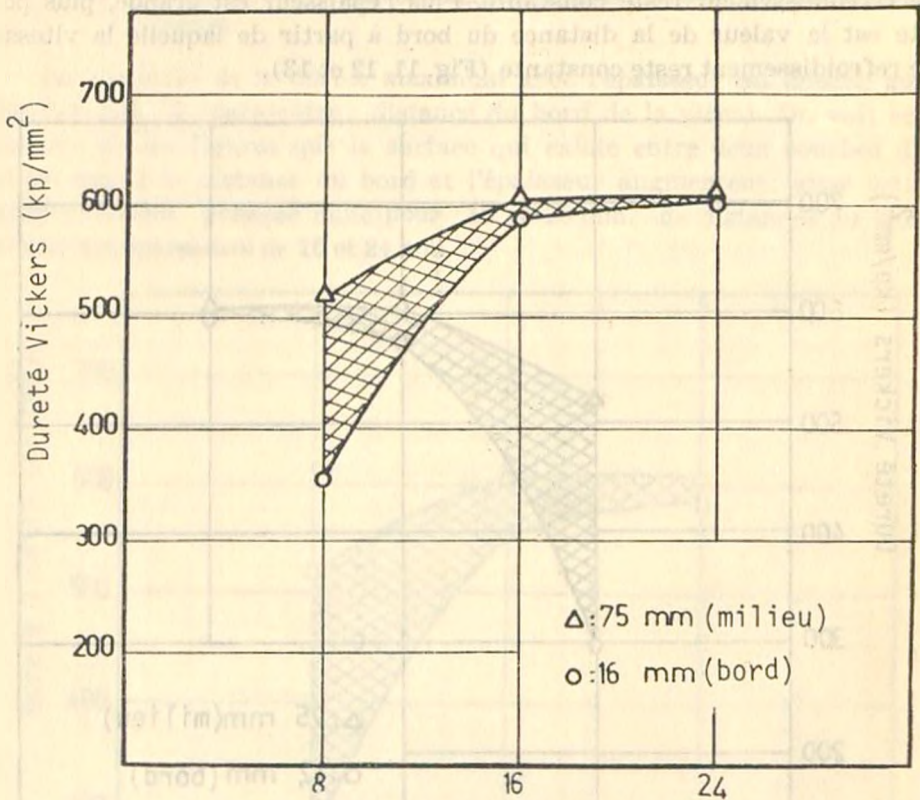


Fig. 9

#### 4.2.0. Essais au courant alternatif

##### 4.2.1. Variation de la dureté maximum dans la zone thermiquement affectée

Le soufflage de l'arc étant plus important au courant alternatif, les essais ont été refaits pour les pièces d'épaisseur  $a=16$  mm. et pour  $e=4, 8, 12, 16, 20$  et 75 mm. Ces essais au courant alternatif ont donné des résultats par très différents que ceux au courant continu (Fig. 14 et 15).

#### 5.0.0. Résultats

1 — L'augmentation des valeurs de la dureté maximum des deux côtés du cordon présente une allure parallèle. Les valeurs du côté du bord (I) sont plus petites tandis que de l'autre côté (II) du cordon la propa-

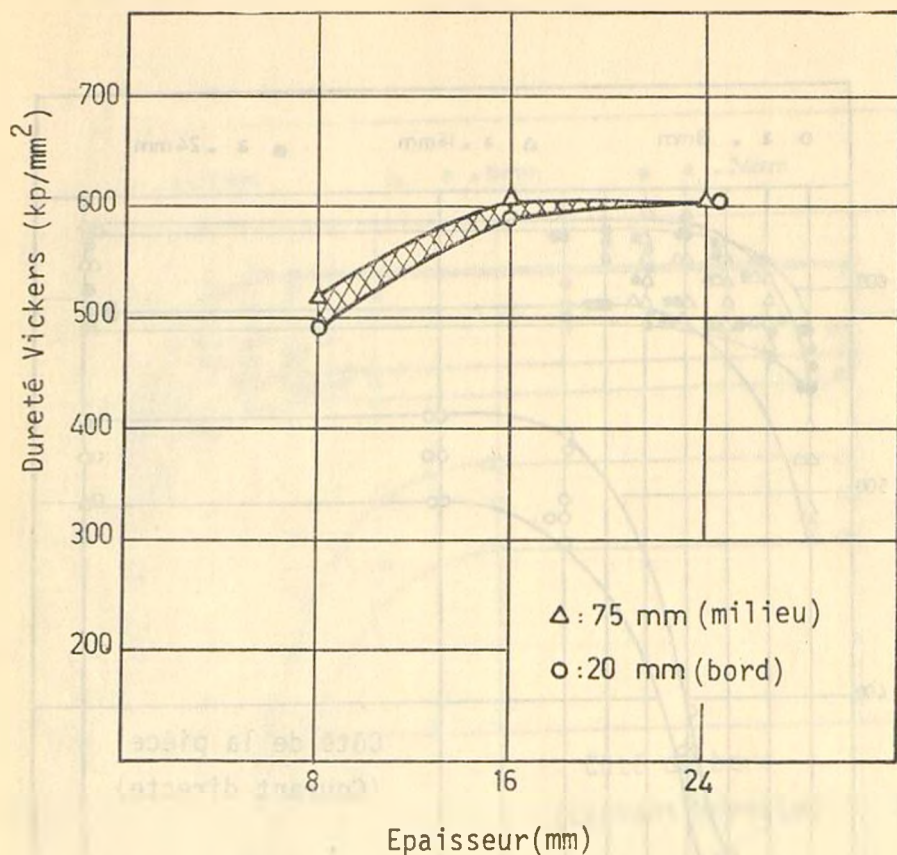


Fig. 10

gation de la chaleur par conduction étant continue la vitesse de refroidissement est plus grande. Au soudage électrique à l'arc, si la distance du cordon aux deux bords de la pièce n'est pas égale, la propagation de la chaleur aux deux côtés du cordon n'est pas symétrique et la vitesse de refroidissement étant plus petite à la partie où le cordon est plus proche du bord, il se produit à ce côté du cordon, une accumulation de chaleur.

2 — La dureté maximum de la zone thermiquement affectée augmente avec la distance du cordon au bord de la pièce. Mais pour une distance déterminée, la dureté ne change plus. Au soudage électrique à l'arc, si le cordon est suffisamment éloigné des deux bords, la propagation de la chaleur est complètement symétrique aux deux côtés du cordon. La distance du cordon aux bords pour laquelle se produit cette propagation

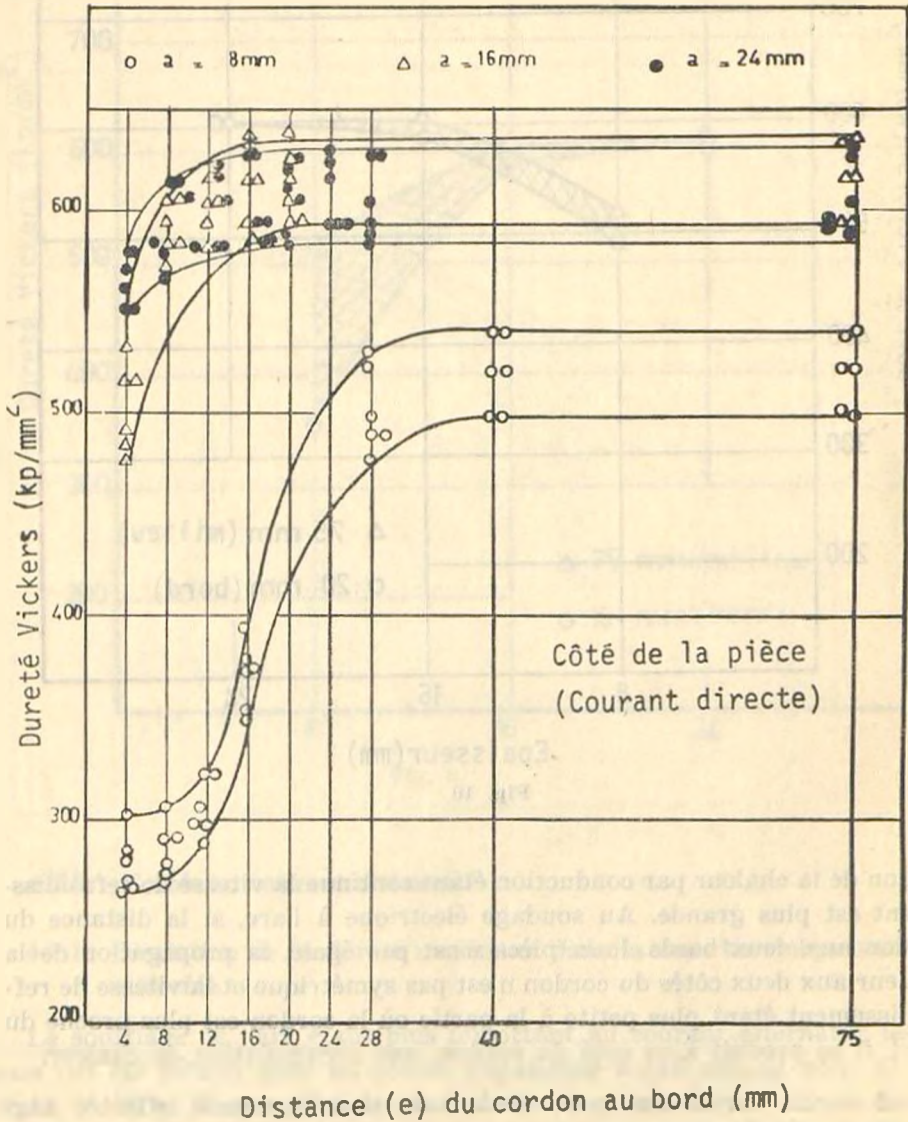


Fig. 11. Variation de la dureté maximum avec la distance (e) du cordon au bord.



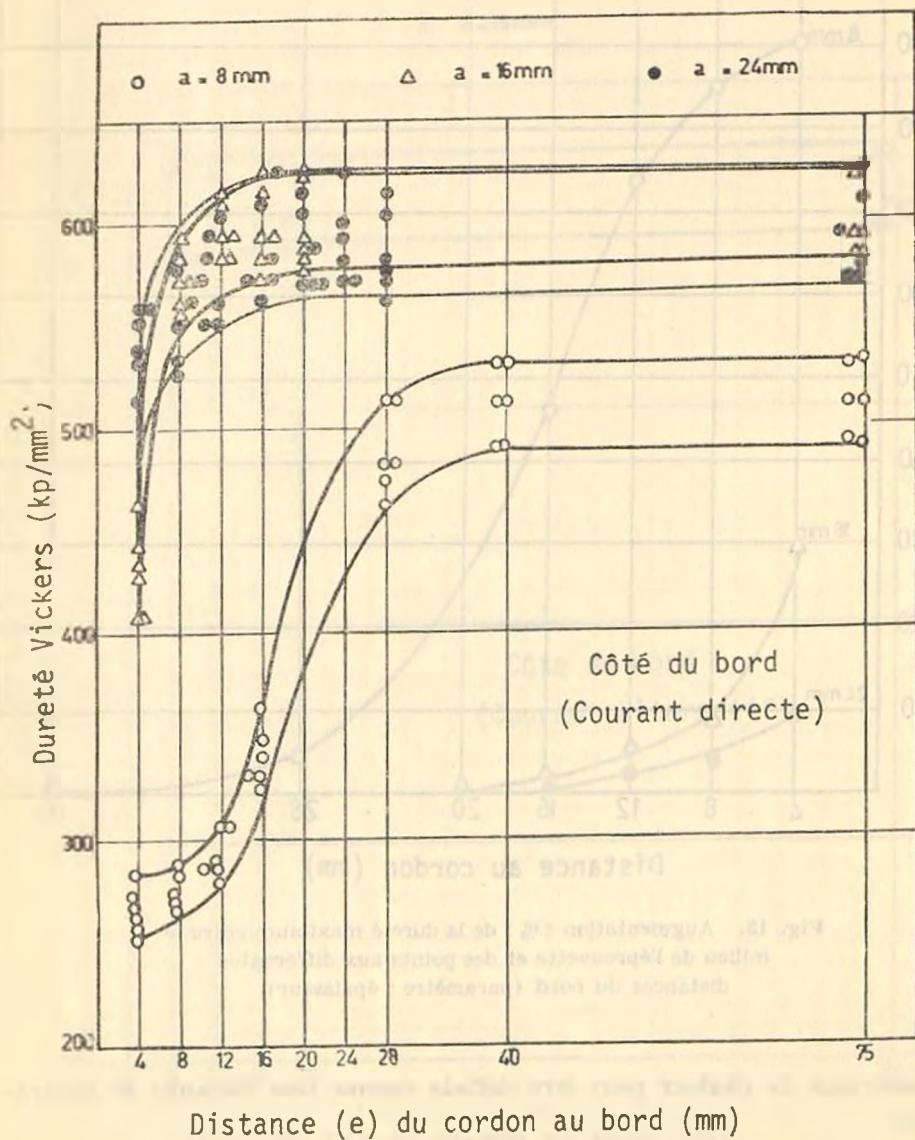


Fig. 12. Variation de la dureté maximum avec la distance (e) du cordon au bord. (paramètre : épaisseur).

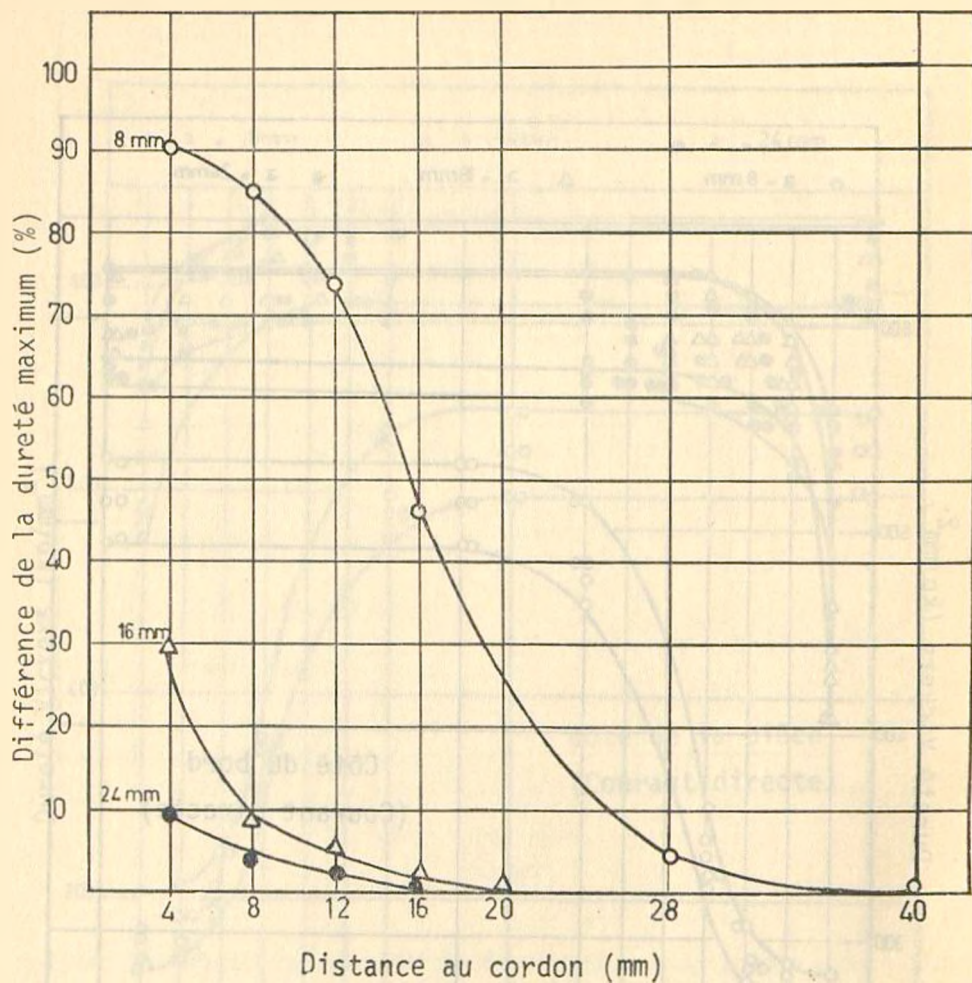


Fig. 13. Augmentation (%) de la dureté maximum entre le milieu de l'éprouvette et des points aux différentes distances du bord (paramètre : épaisseur).

symétrique de chaleur peut être définie comme une distance de saturation.

3 — Pour une distance déterminée du cordon au bord de la pièce, la dureté maximum de la zone thermiquement affectée augmente avec l'épaisseur de la pièce (Fig. 5). Pour les distances du cordon au bord, de 4 mm et 75 mm, la différence entre les valeurs de la dureté maximum est

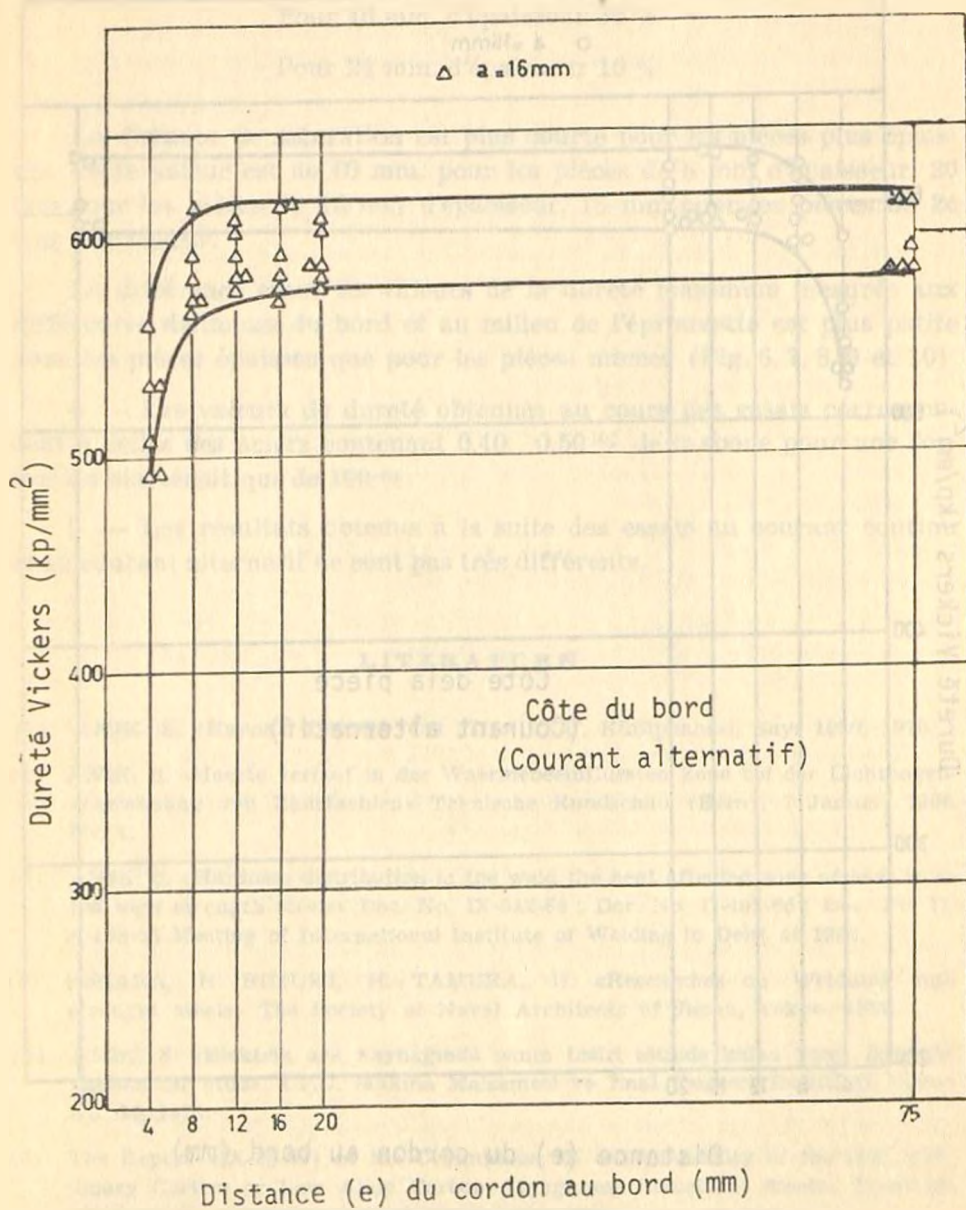


Fig. 14. Variation de la dureté maximum avec la distance (e) du cordon au bord.

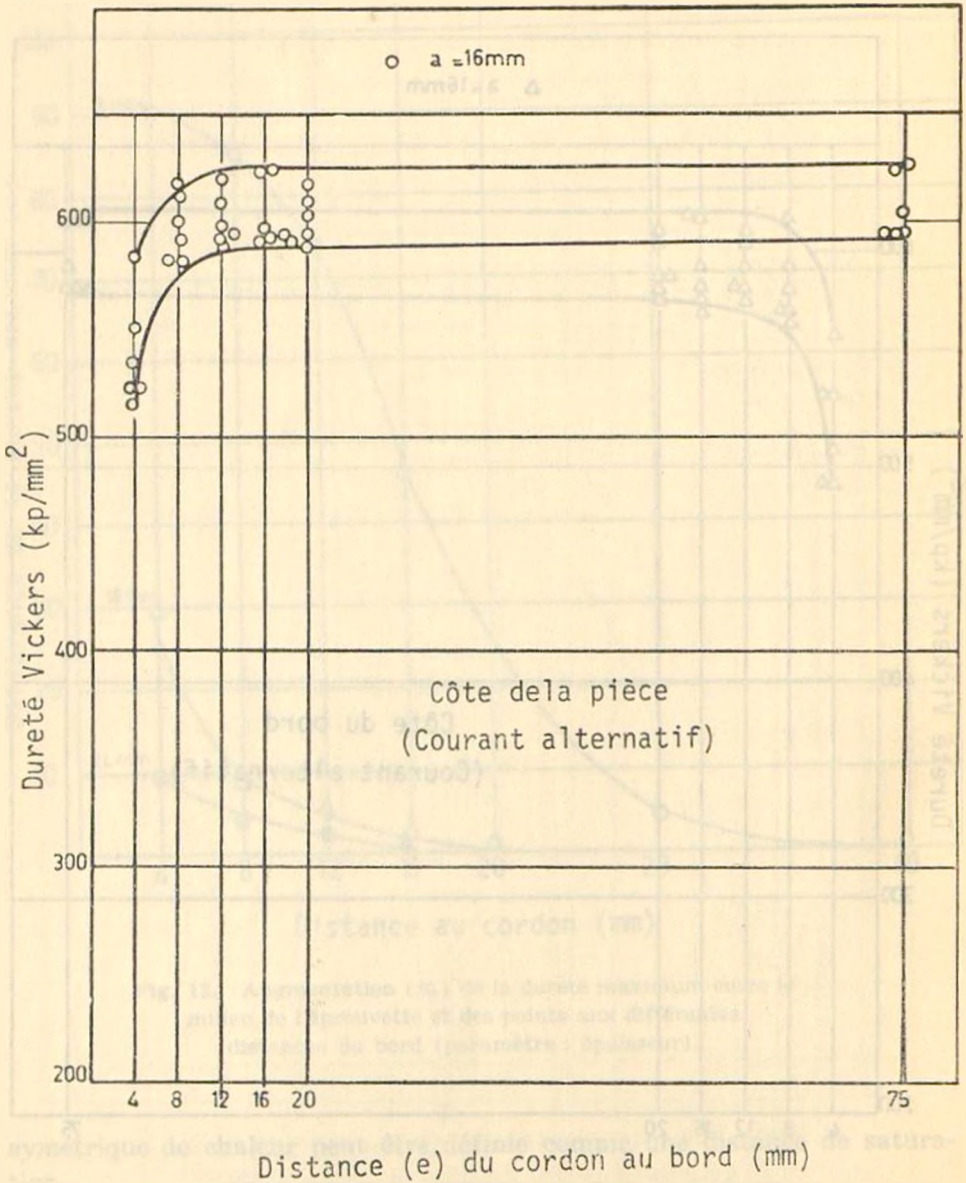


Fig. 15. Variation de la dureté maximum avec la distance (e) du cordon au bord.

Pour 8 mm. d'épaisseur 90 %

Pour 16 mm. d'épaisseur 30 %

Pour 24 mm. d'épaisseur 10 %

La distance de saturation est plus courte pour les pièces plus épaisses. Cette valeur est de 40 mm. pour les pièces de 8 mm d'épaisseur, 20 mm pour les pièces de 16 mm d'épaisseur, 16 mm pour les pièces de 24 mm d'épaisseur.

La différence entre les valeurs de la dureté maximum mesurée aux différentes distances du bord et au milieu de l'éprouvette est plus petite pour les pièces épaisses que pour les pièces minces (Fig. 6, 7, 8, 9 et 10).

4 — Les valeurs de dureté obtenues au cours des essais correspondent à celles des aciers contenant 0,40...0,50 % de carbone pour une formation marténsitique de 100 %

5 — Les résultats obtenus à la suite des essais au courant continu et au courant alternatif ne sont pas très différents.

#### L I T E R A T U R E

- (1) ANIK, S. «Kaynak Tekniği (Cilt III)» İ.T.Ü. Kütüphanesi. Sayı 1030, 1975.
- (2) ANIK, S. «Haerte verlauf in der Waermebeeinflussten Zone bei der Lichtbogen-schweissung von Baustaehlen» Technische Rundschau (Bern), 7 Januar, 1966. Nr. 1.
- (3) ANIK, S. «Hardness distribution in the weld the heat affected zone of heat treated high strength steels» Doc. No. IX-512-66 ; Doc. No. II-402-66 ; Doc. No. II-A-188-66 Meeting of International Institute of Welding in Delft at 1966.
- (4) KIHARA, H. - SUZUKI, H. - TAMURA, H. «Researches on Weldable high strenght steels» The Society of Naval Architects of Japan, Tokyo, 1957.
- (5) ANIK, S. «Elektrik ark kaynağında ısının tesiri altında kalan bölge üzerinde yapılan bir etüd». İ.T.Ü. Makina Malzemesi ve İmal Usulleri Enstitüsü Yayını No. 36, 1973.
- (6) The Report (IX-25-53) of the Commission IX on Weldability of the IIW. «Ordinary Carbon or Low Alloy Carbon - Manganese Structural Steels» Trans. of the Institute of Welding, Vol. 16, No. 3., June, 1953.
- (7) RUGE, J. «Handbuch der Schweisstechnik» Springer - Verlag, 1974.
- (8) Raport Annuel de la Commission IX (Doc. IX-914-74). Institut International de la Soudure.

- (9) «L'influence des differents procedes de soudage sur les caracteristiques de la zone thermiquement affectee» Doc. IX-910-74. Institut International de la Soudure.
- (10) DEARDAN, J. - O'NEILL, H. «Guide to the selection of Low - Alloy Structural Steels».
- (11) KIHARA, H. - SUZUKI, H. - OTANI, M. - TAMURA, H. «Research and Application of Welding in Japan» The Japan Welding Society, Tokyo, 1969. p. 121-156.
- (12) ANIK, S. «Karbon eşdeğeri ne demektir?» O. Kaynak Tekniği, K.T.», 1966.
- (13) KIHARA, H. - SUZUKI, H. - KANATANI, F. «Weld Hardening of High Strength Steels and Prediction of optimum Welding Conditions» Trans. of Nat. Res. Ins. for Met. 1 (1959) No. 1.
- (14) SIMS, C. E. - BANTA, H. M. «Development of Weldable High Strength Steels» The Welding Journal, 28 (4), 1949.
- (15) ITO, Y. BESSYO, K. IIW. Doc. IX-576 68. International Institute of Welding.
- (16) EDSON, A. «Schweissnahthaertung und Stahlzusammensetzung» Metal and Alloys, 15 (1942). s. 1966.
- (17) KIHARA, H. - SUZUKI, H. - KANATANI, H. «Studies en Weld Hardening of Steel» The Journal of JWS, Vol. 26, No. 2, 1957.
- (18) BESS, W. F. - MERRILL, L. L. - NIPPES - BUNK, A. P. «The Measurement of cooling Rates Associated with Arc Welding and Their Application to the Selection of Optimum Conditions» The Weld. Journal, 22, (9), 1943.
- (19) SUZUKU, O. - KOBAYASHI, T. «Studies on Weldability of Low Manganese High Tensile - Strength Steels» The Journal of JWS, Vol. 21. No. 12, 1955.
- (20) «Study on Weldable Higher Strength Steels for shipbuilding» The 33 rd. Research Committee of the SRA of Japan 1956.
- (21) KIHARA, H. - MASUBUCH, K. «Effect of Welding Conditions on Weld Hardness of Heat Affected Zone in Steels» The Journal of JWS, Vol. 25, No. 25, 1956.
- (22) SUZUKI H. - TAMURA, L. - KAWANA, Y. - HASHIGUCHI «A Metallurgical Study on the Weld Heat Affected Zone in Steel with a Reproducing Apparatus for Weld Thermal Cycles».
- (23) MADEA, T. - YAMAZAKI, V. «Weldability Test of T - 1 Steel» The Welding Review, Vol. 4, No. 10, 1956.
- (24) OTANI, M. «Crack Test of Structural High Tensile Mn - Si Steels by Slot Type Specimen» The Journal of JWS. Vol. 25, No. 5, 1956.
- (25) ANIK, S. «Çatlama meylini tespit etme usullerine genel bir bakış» O. Kaynak Tekniği, K.T. 4, 1967.
- (26) EVANS, G. M. - SIMONSEN, T. - AUGLAND, B. «Implant Weldability Testing of Carbon manganese Steels» IIW - Doc. IX-698-70 International Institute of Welding.

- (27) GRANJON, H. «The Implant Method for Studying the Weldability of High Strength Steels» Metal Construction and British Welding Journal 1 (1969).
- (28) EVANS, G. M. «Implant Weldability Testing of Carbon - Manganese Steels» Metal Construction and British Welding Journal, March 1970.
- (29) GRAVILLE, B. A. «Weld Cooling Rates and Heat - Affected Zone Hardness in a Carbon Steel» Supplement to the Welding Journal, September 1973.