

Ouvrage honoré d'une subvention de la Fondation Universitaire,
à Bruxelles, pour l'établissement des clichés ayant servi à
l'illustration, et d'une souscription de l'Association des Ingé-
nieurs sortis de l'Université de Liège (A. I. Lg.).

RECHERCHES
ÉTUDES ET CONSIDÉRATIONS
SUR LES
CONSTRUCTIONS SOUDÉES

par

F. CAMPUS

Professeur à l'Université de Liège



SCIENCES ET LETTRES, LIÈGE

PRÉAMBULE

Nos études relatives aux constructions soudées ont été commencées en 1931, en vue de l'édification des charpentes métalliques des instituts universitaires du Val-Benoît à Liège ⁽¹⁾. Elles ont été poursuivies depuis lors d'une manière ininterrompue, mais avec une activité variable selon les possibilités et les circonstances.

Au commencement de 1936, un consortium belge de constructeurs de ponts et l'Administration des Ponts et Chaussées concluaient une convention nous chargeant d'études et essais en vue de l'amélioration de certaines constructions soudées ⁽²⁾. Pour effectuer ce travail, nous avons engagé, au début de juillet 1936, un jeune ingénieur M. H. Louis, qui depuis lors a fait connaître son nom en Belgique à propos du contrôle des constructions soudées. Il est resté en permanence notre collaborateur pour les travaux de notre laboratoire relatifs à cet objet. D'accord avec le consortium précité, nous avons tout d'abord chargé M. Louis d'un rapport d'enquête préliminaire au sujet de certains dérangements constatés dans diverses constructions soudées. Ce rapport fut distribué aux intéressés le 31 octobre 1936. Dans une réunion subséquente du 18 novembre 1936, il fut décidé de tenir ce rapport à jour et un programme étendu de recherches que nous avons proposé fut

(1) F. CAMPUS, *Contrôle de la qualité des soudures* (Publication préliminaire du 2^e Congrès international des Ponts et Charpentes, Berlin, octobre 1936); *Le contrôle des constructions soudées* (Journées de la soudure de l'A. I. Lg., R. U. M., 15 juin 1938). — Voir aussi : F. CAMPUS, *Les charpentes métalliques continues* (2^e Congrès national des sciences, Bruxelles, juin 1935); — F. CAMPUS et A. SPOLIANSKY, *Progrès réalisé de 1932 à 1936 dans l'application de l'acier en Belgique* (Publication préliminaire du 2^e Congrès international des Ponts et Charpentes, Berlin, octobre 1936).

(2) F. CAMPUS et H. LOUIS, *Le contrôle radiographique des constructions soudées* (R. U. M., juillet 1939).

adopté. Il se rapportait presque exclusivement à l'étude du retrait des soudures, des déformations et des tensions qui en résultent ainsi que de l'effet de certains palliatifs. Accessoirement, d'autres recherches étaient prévues, notamment en ce qui concerne l'endurance des joints soudés.

Aussitôt après, M. H. Louis suivit l'entraînement d'une école de soudeurs et entreprit les premiers essais au commencement de 1937, soudant lui-même les éprouvettes et effectuant les mesures en se servant, pour ces opérations, du matériel rudimentaire que nous avons à cette époque. Un an après son engagement, en novembre 1937, M. H. Louis entra en qualité d'ingénieur au service de l'Administration des Ponts et Chaussées. Il y connut bientôt une activité très absorbante, au détriment de sa contribution aux recherches entreprises dans nos laboratoires, dont le rythme fut dès lors considérablement ralenti. D'autre part, la tenue à jour du relevé des dérangements constatés passa dorénavant à son service, indépendamment de notre laboratoire.

Un premier rapport, intitulé *Retrait et déformations dans les soudures* (1^{re} partie, *Soudures bout à bout*) fut distribué en mars 1938. A la même époque, M. H. Louis rendit sommairement compte des conclusions générales de ce rapport dans sa communication aux Journées de la soudure de l'A. I. Lg. (18-19 février 1938) ⁽¹⁾. Ce rapport n'explorait qu'une petite partie du programme établi et les préparatifs pour la continuation de la recherche étaient bien établis. Malheureusement, une succession d'événements défavorables entrava très gravement leur poursuite depuis cette époque. M. H. Louis fut entièrement absorbé par son service propre la plupart du temps et ne put plus effectuer lui-même les essais. Il fut remplacé pour la confection des éprouvettes et une partie des mesures par notre préparateur-technicien, M. Dupont, qui s'est avéré un soudeur d'élite et un excellent opérateur.

Pour le contrôle des éprouvettes et les mesures, nous nous efforçâmes d'y intéresser quelques étudiants, mais ce moyen se montra peu approprié, en raison de l'importance et des difficultés des opérations. Les événements de 1939 et de 1940 troublèrent considérablement l'avancement. Un jeune ingénieur, M. Dehan, y contribua pendant quelque temps, mais il

(¹) H. LOUIS, *Les tensions internes et les déformations dans les constructions soudées* (R. U. M., 15 juin 1938).

fut bientôt adjoint à M. H. Louis dans son service qui absorba aussi son activité. Finalement, en février 1943, nous obtînmes du Fonds du Centenaire, sous l'égide du Centre de physique interne des matériaux, une subvention aux fins d'engager un jeune ingénieur, M. Lantremange, qui depuis lors a été attaché aux délicates et innombrables mesures que nécessitent les essais sur le retrait. L'avancement a été considérable; un deuxième rapport beaucoup plus volumineux que le premier a été terminé en décembre 1943. L'achèvement du programme est maintenant en bonne voie et doit aboutir si rien de neuf ne vient se mettre à la traverse.

Pendant que les avatars précités ralentissaient la continuation de nos essais fondamentaux sur le retrait, l'activité de notre laboratoire nous conduisait à développer et approfondir nos études antérieures sur la résistance, la rupture et l'endurance des soudures, la soudabilité des aciers, la sécurité et le contrôle des constructions soudées. Dans ces divers sujets, notre activité expérimentale nous a conduit à déborder du domaine spécial des constructions soudées pour reprendre à la base certaines questions de résistance et de propriétés mécaniques des aciers.

C'est dans ces conditions que nous avons jugé désirable de communiquer les considérations qui suivent sous les auspices du Centre de physique interne des matériaux de l'Université de Liège, de l'Association des ingénieurs sortis de l'Université de Liège (A. I. Lg.), de l'Association belge pour l'essai, l'étude et l'emploi des matériaux (A. B. E. M.) et de l'Institut belge de la soudure (I. B. S.). Ce patronage nous permet de leur donner le caractère scientifique que nous désirons leur conférer ainsi que le développement suffisant pour qu'elles puissent être fructueuses ⁽¹⁾.

(¹) Le présent ouvrage reproduit le texte des communications verbales faites à Liège les 15 et 29 janvier, 5, 12 et 26 février et 4 mars 1944; à Bruxelles, les 28 mars et 4 avril 1944.

INTRODUCTION

Nous ne pouvons nous dispenser d'évoquer, en introduction à ces nouvelles considérations, celles que nous exprimions en février 1938 aux Journées de la soudure de l'A. I. Lg. à propos du contrôle des constructions soudées (*R. U. M.*, juin 1938). A beaucoup de points de vue, on est au même stade. Les constructions soudées restent souvent des œuvres de pionniers pour lesquelles les constructeurs n'ont pas de règles effectivement plus précises qu'en 1938; en d'autres termes n'ont pas plus d'expérience efficace et fructueuse. La question de la soudabilité des aciers semble avoir polarisé l'attention et les efforts. Nous l'étudierons plus loin. Mais il n'a pas été établi de rapports définis entre cette notion de soudabilité et les règles des méthodes de construction. Beaucoup de phénomènes ont été constatés, beaucoup d'expériences ont été faites. Mais rien ou presque n'a été réellement expliqué et beaucoup d'opinions sont répandues que nous considérons non seulement comme sujettes à caution ou erronées, mais certaines même comme franchement dangereuses.

Nous croyons indispensable pour le progrès et la sécurité de la construction soudée l'établissement d'une doctrine qui mette en lumière les phénomènes essentiels qui accompagnent la soudure et en explique les effets, d'une manière qui respecte les règles de la physique, de la mécanique et les propriétés caractéristiques des matériaux. A défaut de cette synthèse, on ne peut que continuer à tâtonner.

Les considérations qui suivent constituent une tentative d'établissement d'une telle doctrine, basée sur l'observation, les expériences et l'expérience. Il est donc nécessaire qu'elles explorent le sujet dans toute son étendue, jusqu'à ses frontières et même au delà. Certains phénomènes observés principalement sur les constructions soudées ne peuvent en effet recevoir d'explications satisfaisantes par les notions vulgaires sur la résistance et les propriétés mécaniques des aciers. Il faut

donc reprendre fondamentalement l'examen de ces questions; nous verrons que ce n'est pas sans utilité. La construction soudée sera finalement génératrice de perfectionnements de nos connaissances au sujet des aciers, ce qui est plus essentiel que l'amélioration des aciers eux-mêmes. L'histoire des progrès de la science et de la technique abonde en tels exemples. C'est ainsi que, actuellement, les problèmes fondamentaux de la dernière nouveauté en matière de procédés de construction, le béton précontraint, se rapportent principalement à des qualités nouvelles à attendre des bétons et des aciers susceptibles d'engendrer de nouvelles conceptions à ce sujet.

CHAPITRE PREMIER

Le retrait transversal des soudures. Lois expérimentales globales

1. Signification et difficulté de la question

Le retrait des soudures est le phénomène essentiel à prendre en considération pour les constructions soudées. Son importance n'est en général pas suffisamment appréciée; d'ailleurs ses lois et données numériques sont loin d'être établies. Cela provient principalement de la difficulté de l'étude de cette question. Théoriquement, il n'est guère possible que d'édifier des formules très sommaires, auxquelles on ne peut accorder d'autre valeur que celle qui résulte éventuellement de vérifications expérimentales. Expérimentalement, les facteurs qui interviennent sont nombreux et complexes; ils ne sont pas tous susceptibles d'une définition explicite, mais parfois constituent des fonctions variables inconnues; par exemple, l'influence personnelle du soudeur. Il en résulte que la connaissance la meilleure du retrait ne peut être que statistique. Cette connaissance exige de très nombreuses expériences, lesquelles sont toutes compliquées, longues, coûteuses, difficiles, délicates, même fastidieuses par les mesures qu'elles exigent.

Le retrait des soudures n'est pas sans avoir, sous ce rapport, quelque analogie avec le retrait des bétons, qui constitue un phénomène entièrement différent, mais également de nature très complexe, ne pouvant être connu que par la statistique expérimentale. Or, s'il y a bientôt un demi-siècle que l'on construit en béton armé, les études systématiques sur le retrait des bétons sont assez récentes et restent encore perfectibles. Cela n'a pas empêché le progrès du béton armé et n'a pas eu d'effets graves. C'est que le retrait des bétons n'a pas pour les constructions en béton armé la même signification ni les mêmes conséquences que le retrait des soudures pour les

constructions soudées. Le retrait du béton armé a pour effet, en fissurant le béton, de mettre ce dernier dans l'état qui correspond aux hypothèses du calcul. Elles envisagent en effet que le béton n'a pas de résistance à l'extension, cette fonction étant réservée à l'acier. Une appréciation plus attentive des effets du retrait du béton montre même qu'ils sont éventuellement favorables aux parties de la construction dont la résistance est portée en compte. Car les barres d'acier sont soumises par l'effet du retrait du béton à une compression préalable qui augmente d'autant leur résistance à l'extension, tandis que le béton qui doit résister à la compression est éventuellement soulagé par l'effet du retrait entravé. En toute hypothèse, le retrait du béton ne peut pas menacer directement l'intégrité d'une construction en béton armé. La signification et la nocivité des fissures de retrait sont controversées ; leur étude et les dispositions prévues pour les éviter relèvent d'une technique qui en est au stade des raffinements et nullement confrontée avec des questions d'existence. Il n'en est pas de même en ce qui concerne le retrait des soudures.

La sécurité des constructions soudées ne peut exister sans une pleine appréciation du retrait et de ses effets. L'attention des chercheurs et des constructeurs s'est cependant concentrée sur des questions de résistance élémentaire et il s'est même produit ce fâcheux avatar que les résultats de l'étude de l'endurance des joints soudés élémentaires, considérée intrinsèquement, ont conduit pratiquement à de notables aggravations des effets du retrait dans les constructions soudées et y ont introduit des éléments d'insécurité importants avec l'intention d'augmenter la sécurité. Il est temps encore et toujours nécessaire de tirer la philosophie de ces circonstances. Pour cela, il faut tout d'abord connaître le plus possible le retrait.

Nous avons indiqué dans le préambule que nous y travaillons pratiquement depuis le début de 1937, mais que nous n'avons pu mener cette recherche avec l'activité voulue. Il a fallu en quelque sorte, pour la poursuivre, ne pas vouloir en démordre et ne se laisser décourager par aucun contretemps, ce qui est, en soi, une preuve suffisante du caractère ingrat de cette question essentielle. Deux rapports ont été établis, l'un envoyé en mars 1938, le deuxième à la fin de 1943. Le travail correspondant et les documents des rapports sont considérables, à tel point que nous ne pouvons en exposer qu'un résumé. Nous renvoyons pour une étude complète aux rap-

ports mêmes. Ils sont d'ailleurs encore loin d'être concluants ; il reste beaucoup à faire, mais la recherche est au stade qui semble garantir l'aboutissement. Le Centre de physique interne des matériaux a bien voulu nous assurer le concours de M. Lantremange pour un temps qui paraît suffisant pour achever, à peu près, le travail. Pour un exposé tout à fait concluant sur les lois du retrait, nous aurions donc pu différer encore notre communication. Notre but n'est pas actuellement aussi spécial, mais plus large, ainsi que nous l'avons indiqué. Nous ne voyons d'ailleurs pas d'inconvénient à exposer dès à présent les premiers résultats. Nous espérons au contraire que cela pourra éveiller un certain intérêt et convaincre de la nécessité de poursuivre et d'aboutir. Nous avons même jugé pouvoir anticiper tant soit peu sur la suite régulière du travail et, grâce à l'activité de MM. Louis et Lantremange et de tout notre laboratoire en général, nous avons pu rassembler déjà quelques indications sur des objets qui appartiennent à la suite du programme et qui doivent être précisés et approfondis, mais au sujet desquels nous pourrions ainsi donner déjà d'utiles aperçus.

2. Dispositions générales des essais des soudures bout à bout

Nous avons utilisé principalement jusqu'à présent des plats de 15 mm d'épaisseur et de 100 mm de largeur en acier Thomas ordinaire de nuance 37-42 (limite élastique apparente 26 kg/mm², allongement 26-29 % sur 10 diamètres). Les éprouvettes d'autres dimensions seront définies en temps opportun ; la nuance d'acier est toujours la même.

Les électrodes enrobées employées étaient d'une bonne qualité commerciale ($R = 42-45$ kg/mm², $E = 34$ kg/mm², $A = 22-23$ % sur 5 diamètres), en général de 4 mm de diamètre et de 3 mm 25 pour les premières passes dans les fonds de chanfreins. L'influence du diamètre des électrodes a été étudiée dans une série spéciale d'essais dont les résultats seront commentés.

Jusqu'à présent, les essais effectués selon le programme ont été relatifs aux soudures bout à bout de deux tronçons de plats de 100 mm de largeur assemblés suivant cette dimension (donc perpendiculairement au sens du laminage), par des soudures de formes diverses. En général, les deux tronçons assemblés avaient chacun 300 mm de longueur pour les

éprouvettes libres. Sauf indication contraire, nous nous référons toujours à ces éprouvettes normales. En vue de la facilité et de la précision des mesures, ces éprouvettes ont été façonnées avec beaucoup de soin, éventuellement polies à la fraiseuse sur les deux faces, afin de permettre le traçage des repères déterminant les bases de mesure. Les chanfreins des-

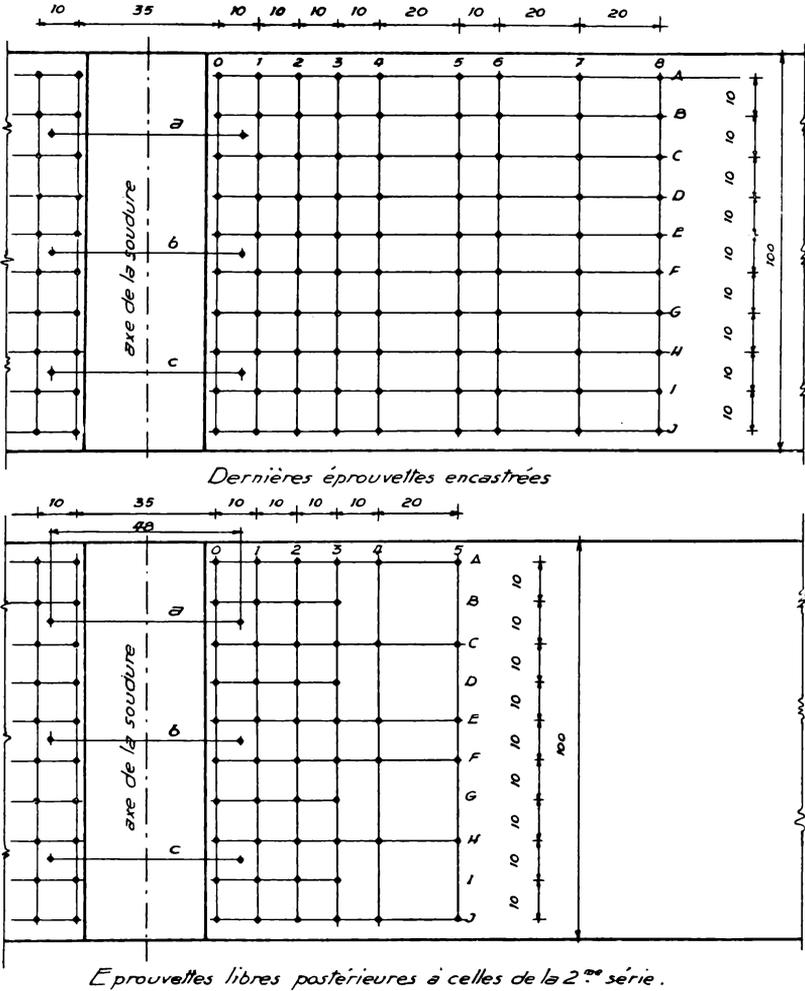


FIG. 1. — *Éprouvettes de retrait.*

Disposition des repères pour lecture aux déformètres à billes sur éprouvettes de section 15×100 mm.

tinés à assurer la forme exacte des soudures étudiées ont été réalisés à la scie mécanique ou au chalumeau et parachevés avec soin et précision par meulage ; les angles et dimensions ont été réalisés ainsi avec une grande exactitude pratique. La préparation des plats a ramené leur épaisseur à 14 mm en moyenne. Dans le cas des éprouvettes libres, les deux plats sont fixés l'un à l'autre par deux points de soudure dans les chanfreins à 1 cm de leurs extrémités, de manière à réaliser aussi exactement que possible l'écartement prévu.

La division des éprouvettes, dont nous n'exposerons pas ici le détail et pour lequel nous renvoyons aux rapports développés, a évolué selon le perfectionnement des appareils de mesure, qui a été important et a joué un rôle considérable dans la recherche (fig. 1).

Nous avons employé initialement (premier rapport, mars 1938) un pied à coulisse à pointes (sensibilité 0 mm 05) pour certaines mesures de retrait total et les mesures de déformation dans les plats et un déformètre Huggenberger amovible à pointes, de 254 mm de base (10 pouces), sensibilité 2,54 μ (microns), pour les mesures de déformations par différences dans les plats.

Nous avons utilisé ces instruments au début, bien qu'ils nous parussent insuffisants, pour ne pas retarder le commencement des opérations, mais nous avons commandé rapidement, après une étude des instruments adéquats, un microscope mesureur Zeiss, grossissement 56 fois, à vis micrométrique de 50 mm de course. Une graduation du tambour de la vis correspond à 10 μ (0 mm 01) et la sensibilité totale est de l'ordre de 2 à 3 μ , plus vraisemblablement la précision des mesures est normalement de $\pm 5 \mu$. Cet appareil a été livré en juillet 1937.

Un de nos étudiants, M. Remi, qui a été depuis notre assistant, a fait dans son travail de fin d'études, en 1941, une étude critique approfondie de cet instrument. Il a montré les conditions optima de son emploi, mais en a du même coup précisé l'inconfort pour les mesures plus développées de la deuxième série d'essais (deuxième rapport, décembre 1943), qui exigeaient plusieurs journées de mesure (21 heures pour une éprouvette libre, 212 lectures, 40 heures pour une éprouvette encastree, 414 lectures), mesures fatiguant d'ailleurs beaucoup la vue. En y ajoutant les temps de préparation des éprouvettes, y compris la soudure et ceux nécessaires aux cal-

culs, reports et exploitation des résultats, l'entreprise paraissait vouée à un échec par raison de difficultés matérielles d'exécution. Nous ne croyons pas inutile de donner ces indications qui illustrent ce que nous avons dit en commençant du caractère fastidieux de ce genre de travail. On ne peut se rendre compte à l'extérieur de difficultés de cette nature et l'on a pu croire qu'il suffisait de commencer pour terminer. L'avancement nécessairement lent ayant empêché des résultats rapides, nous avons été placés dans une situation ingrate,

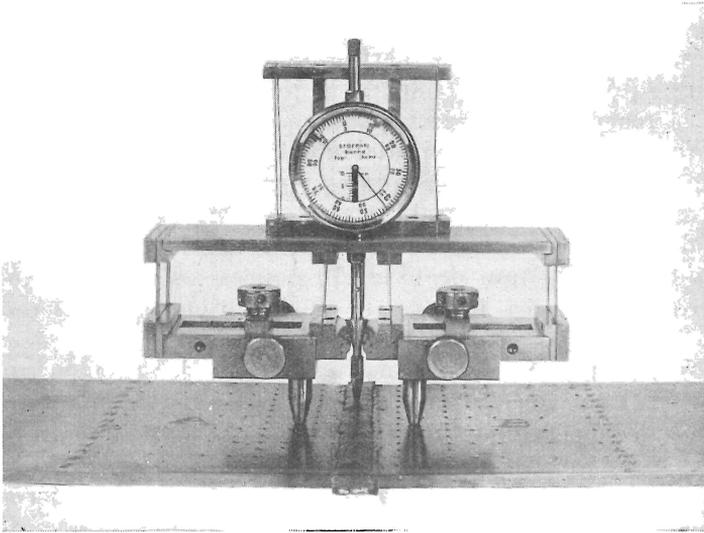


FIG. 2.

ce qui, joint aux avatars totalement indépendants provenant des événements, a entraîné les délais exposés dans le préambule. Une des grosses difficultés d'aboutir dans une recherche technique de laboratoire est que l'on en attend presque toujours des résultats rapides. Il arrive plus souvent que l'on accorde aux laboratoires des crédits d'argent que des crédits de temps, qui sont tout autant nécessaires si l'on veut non seulement commencer, mais aussi terminer.

Dans son travail de fin d'études, M. Remi ne s'est pas borné à critiquer. Une référence bibliographique relative à un appareil d'une firme allemande (C. Mahr, d'Esslingen) a incité notre chef de travaux, M. R. Dantine, à projeter, faire

réaliser et mettre au point par l'atelier de notre laboratoire, un microdéformètre à lames flexibles, de 20 mm de base, issu du principe de l'extensomètre-déformètre type G-C à lames flexibles (200 mm de base) qu'il avait précédemment réalisé et qui existe maintenant en Belgique en multiples exemplaires. Cet appareil, d'une sensibilité théorique de 1μ , d'emploi très commode et rapide, s'est avéré la condition du succès final du travail du laboratoire sur le retrait des soudures. Il a été mis en service en 1942. Nous n'entrerons pas ici dans la description détaillée de l'instrument, renvoyant à cet effet au deuxième rapport (décembre 1943). Un autre instrument, du même principe, à base réglable de 10 à 100 mm, est venu ensuite s'ajouter au précédent; il possède trois sensibilités, 1, 2 et 5μ (fig. 2). Un grand avantage de ces instruments est que la mesure ne se fait pas à l'aide de pointes calibrées, comme dans le déformètre de Huggenberger (repères difficiles à réaliser et aisément dérégés), mais de billes calibrées, dont les repères, réalisés par empreintes de billes, sont moins dérégables.

La division des plaques a été adaptée à ces nouveaux instruments, qui ont permis le développement et une meilleure adaptation des mesures au problème (fig. 1).

L'on excusera la longueur de ces indications sur la mise au point du matériel de mesure. Elles ne visent nullement à être détaillées. Elles sont destinées à éclairer sur les vraies conditions du travail de laboratoire, dont le succès implique une collaboration importante et un ensemble de ressources et de possibilités *sine qua non*, dans lesquels tous les éléments d'un institut universitaire actif jouent leur rôle : dessinateurs, mécaniciens, préparateurs, collaborateurs scientifiques et étudiants. Les instruments définitifs ont été entièrement exécutés par les moyens de notre laboratoire et leur fonctionnement ininterrompu depuis des années est parfait. La précision peut être constamment et instantanément contrôlée par notre comparateur interférentiel de haute précision (¹). Une telle recherche n'est donc susceptible d'être effectuée que moyennant une organisation et une préparation adéquate et encore a-t-il fallu surmonter bien des difficultés, ainsi qu'il a été indiqué.

(¹) R. DANTINNE, *Comparateur interférentiel pour tarage des extensomètres* (2^e Congrès national des sciences, Bruxelles, 1935).

La soudure des éprouvettes a été faite avec le plus grand soin, en veillant à une très grande régularité pour laquelle des précautions toutes spéciales avaient été prises au début, en raison du caractère non professionnel du soudeur (M. Louis, voir premier rapport, mars 1938).

On a opéré dans des conditions aussi normales que possible, à plat, dans la position la plus commode et de manière à ne pas favoriser le retrait. Les éprouvettes étaient tournées de 180° dans leur plan après le dépôt de chaque cordon de soudure et les cordons successifs déposés en sens inverses pour uniformiser l'état thermique. Les soudures en X étaient soudées alternativement sur les deux faces en sens inverses, aussi symétriquement que possible. Pour éviter les cratères d'extrémité, des appendices de 20 à 25 mm étaient fixés de chaque côté du joint par quelques points de soudure et prolongeaient le chanfrein de part et d'autre du joint (fig. 3).

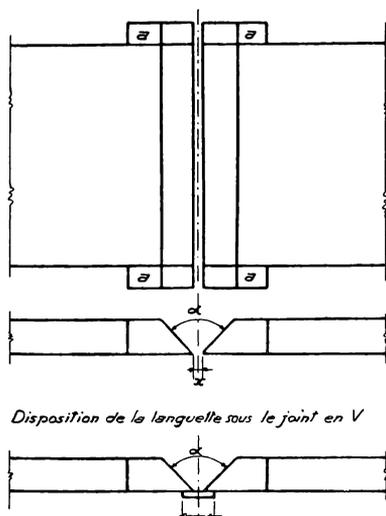


Fig. 3. — *Eprouvettes de retrait.*
Disposition des appendices.

Sous le fond des joints en V, une lamelle de tôle de 3 mm d'épaisseur et de 15 mm de largeur était disposée pour le dépôt des premiers cordons (fig. 3). Dans les essais de la première série (premier rapport), ces appendices et la tôle étaient enlevés mécaniquement avant les mesures finales. Cela n'a plus été fait pour les essais ultérieurs, l'expérience ayant prouvé que les résultats n'en étaient pas influencés. Il n'y a donc jamais eu de reprise au dos des soudures en V. On a généralement relevé la succession des divers cordons déposés dans les joints, déterminé le poids exact de soudure déposé, la durée d'exécution du joint, etc.

Il n'est pas oiseux de définir ces modes opératoires, qui peuvent avoir quelque influence sur le résultat. La confrontation des résultats des rapports de mars 1938 et de décembre 1943 a montré des écarts systématiques qui dépendent certai-

nement de l'exécution des soudures, faites par des opérateurs différents.

Les expériences de la première série ont montré que le retrait total transversal au joint, qui constitue le phénomène le plus important auquel est consacré ce chapitre, est peu influencé, dans le cas de liberté complète de l'éprouvette, par la longueur de la base de mesure transversale, normale et symétrique par rapport à l'axe longitudinal du joint. Par contre, il varie suivant la position de cette base et aussi de l'une à l'autre face des plats assemblés. Pour cette raison, on a disposé généralement trois bases sur chaque face, une suivant l'axe des plats, les autres au voisinage des bords (fig. 1). Dans la suite, nous appellerons :

Pour un chanfrein en V :

face, la face des plats de l'ouverture du V ;

dos, la face du sommet du V.

Pour un chanfrein en X :

face, la face de l'angle de l'X qui reçoit le premier cordon de soudure ;

dos, la face opposée.

Toutes les plaques reçoivent un repère dans un coin déterminé de la face.

3. Essais sur éprouvettes libres soudées bout à bout

L'expérience a montré que pour les éprouvettes libres, le retrait transversal selon la base médiane (axiale) est supérieur à la moyenne des retraits des deux bases extrêmes. Il n'est donc pas uniforme sur toute la longueur du joint de 10 cm. De plus, il est inégal aux deux bords ; il est généralement le plus faible près du bord d'où est issu le *premier* cordon de soudure déposé et le plus grand au bord opposé. Il en résulte que l'éprouvette se déforme angulairement dans son plan. Ce phénomène est d'ailleurs peu accusé et dépend de la largeur de l'éprouvette.

Les joints à chanfrein en V présentent après soudure une appréciable déformation angulaire ; les deux plats forment un angle prononcé (en absence de toute reprise au dos). Il en résulte une notable différence entre les retraits sur la face et sur le dos. Les auteurs allemands distinguent le retrait transversal sur le dos ρ_d , le retrait sur la face ρ_f et le retrait moyen

$\rho_m = \frac{\rho_a + \rho_r}{2}$. Si γ est l'angle des deux plats après soudure, ces auteurs écrivent $\rho_m = \rho_a + \frac{e}{2} \operatorname{tg} \gamma$ (e étant l'épaisseur du plat).
 D'où $\frac{\rho_r - \rho_a}{e} = \operatorname{tg} \gamma$.

Le diagramme de la figure 4 indique que cette relation est approximativement réalisée pour les joints en V, mais pas exactement.

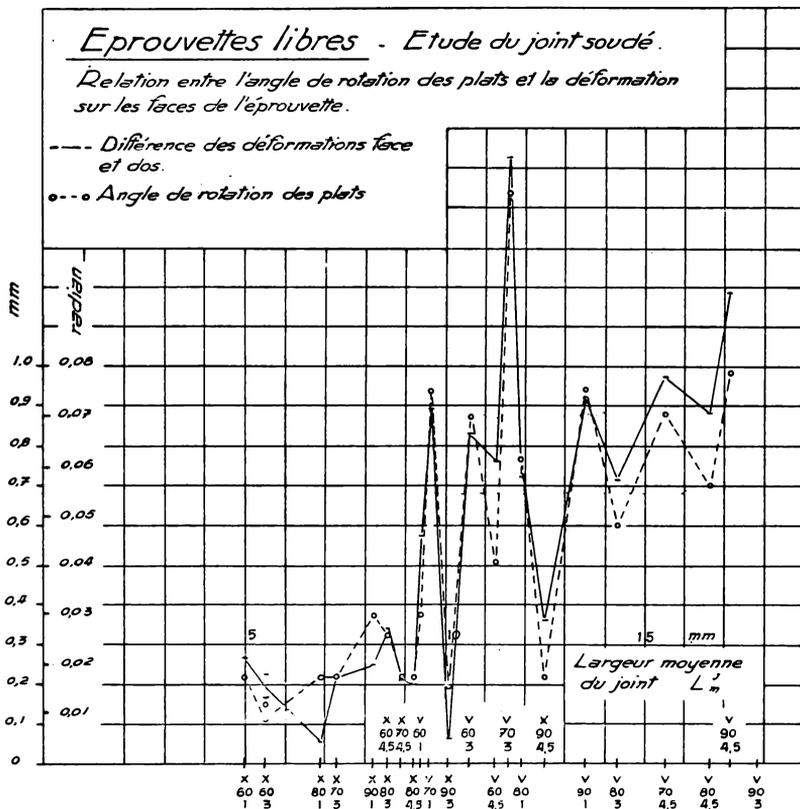


FIG. 4.

Le diagramme montre que cette relation est tout à fait en défaut pour les joints en X, dont la déformation angulaire est d'ailleurs insignifiante. Les différences de retrait sur la face et sur le dos de ces éprouvettes sont accidentelles. Nous

n'attachons pas d'importance fondamentale à cette distinction en *retrait transversal simple* ρ_d et en retrait angulaire $\frac{e}{2} \operatorname{tg} \gamma$, elle est peu sûre ainsi que nous le montrerons plus loin.

En général, pour une éprouvette on aura six valeurs de retrait, trois sur la face et trois sur le dos. Pour une même épaisseur des plats (14 mm), elles varient d'après la section du chanfrein, c'est-à-dire du joint soudé théorique. Ce joint est défini par l'angle α que font les deux faces du chanfrein et l'écartement x , ouverture du sommet du V ou du centre de l'X (fig. 5). Nous avons étudié surtout ces formes classiques de

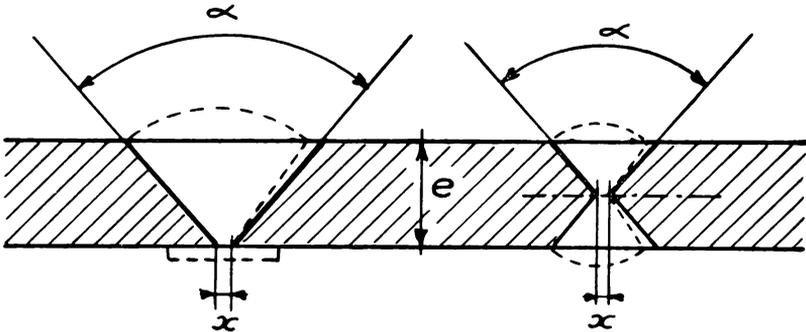


FIG. 5.

chanfrein ; nous ferons allusion plus loin à d'autres formes.

Les valeurs de x et de α , conjointement avec l'épaisseur e , définissent complètement le chanfrein et sa section S_c , ainsi que sa *largeur moyenne théorique* L_m^c . Le joint soudé réel diffère du joint théorique, à cause du retrait et, éventuellement, par suite de la saillie convexe du joint sur les faces du plat. Nous avons appelé conventionnellement *largeur moyenne du joint* (réel) L_m^j , le quotient du volume de métal déposé dans le joint par le produit de sa longueur (100 mm) et de l'épaisseur du plat majorée des deux tiers des saillies du joint sur les faces. Le diagramme de la figure 6 montre la relation entre L_m^j et L_m^c pour la deuxième série d'essais sur éprouvettes libres (rapport décembre 1943). En moyenne $L_m^j = \sim L_m^c$. Le diagramme de la figure 7 reproduit les résultats de cette deuxième série d'essais sur éprouvettes libres, le retrait étant représenté en fonction de la largeur moyenne du joint L_m^j .

Les joints sont désignés par les indicatifs tels que X,70,3 ou V,80,4,5, ce qui signifie :

chanfrein en X $\alpha = 70^\circ$ $x = 3$ mm,
ou chanfrein en V $\alpha = 80^\circ$ $x = 4$ mm 5.

On voit que les retraits des joints en X sont moindres que ceux des joints en V et se placent entre ceux de la face et du dos des joints en V ; il en résulte que les valeurs moyennes

Epreuves libres

Relation entre la largeur moyenne du joint déduite de la quantité de métal déposé et les largeurs moyennes théoriques du chanfrein

- * calculée en fonction de l'écartement prévu.
- o calculée en fonction de l'écartement réalisé.

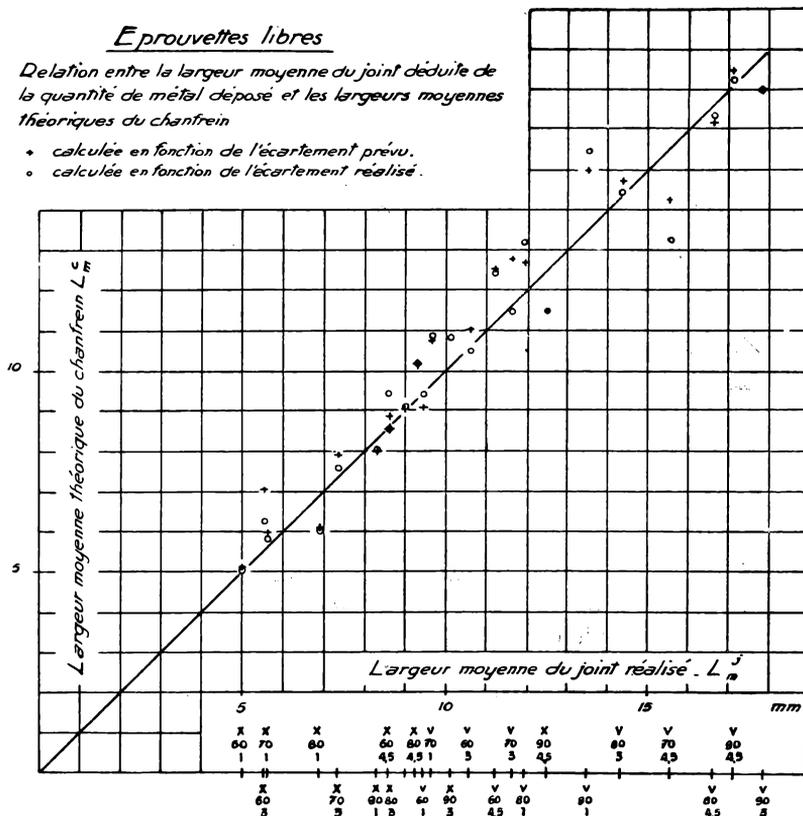


FIG. 6.

correspondent mieux. Ceci se remarque lorsque l'on considère les valeurs moyennes du retrait sur les deux faces (fig. 8). La dispersion est moindre et l'on voit apparaître une corrélation expérimentale quasi linéaire en fonction de L_m^j (deuxième rapport, décembre 1943).

Ce résultat paraît à première vue satisfaisant, parce qu'il confirme les résultats de la première série d'essais (premier rapport de mars 1938 ; voir H. Louis, *op. cit.*, R. U. M., juin 1938) qui avaient conclu à une proportionnalité approximative du retrait à la section du joint. Une série spéciale d'essais avait

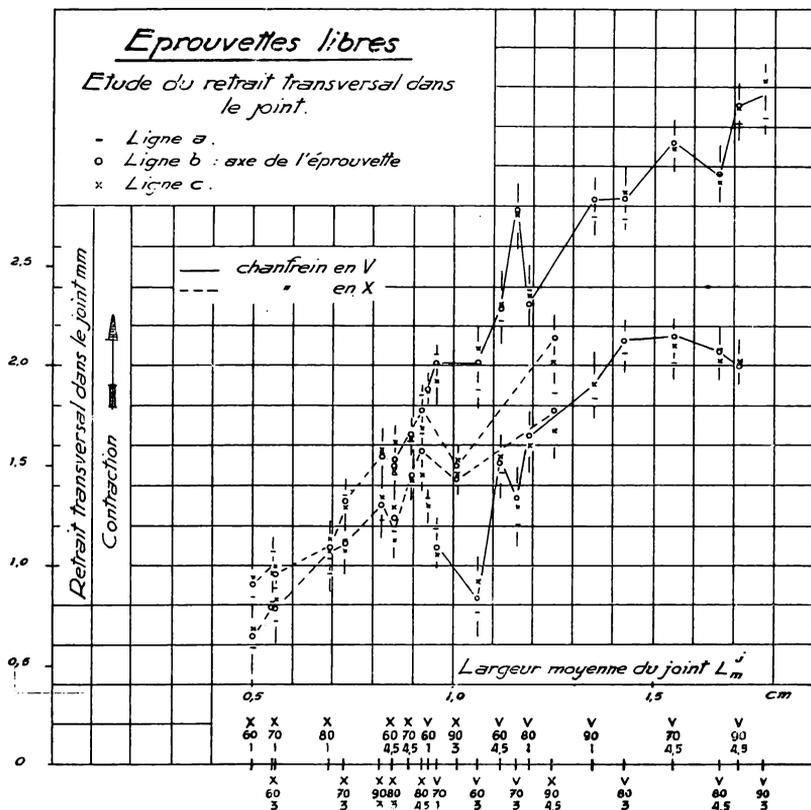


FIG. 7.

été faite sur éprouvettes normales en V (série II) et une autre (série V) sur des éprouvettes normales avec chanfreins de formes très diverses (voir fig. 10), mais de section constante. Trois autres séries d'essais avaient été faites également sur éprouvettes courtes (longueur des plats \perp au joint 60 mm), en V (série II), en X (série III) et de formes diverses (série V), mais de section constante. En première approximation, les

différences des retraits entre les diverses éprouvettes d'une série à chanfrein de section constante sont inférieures à la dispersion normale, donc négligeables. Ces résultats concordent aussi avec le petit nombre d'essais dont il a été rendu compte par d'autres expérimentateurs ⁽¹⁾. Il s'agit généralement de tôles d'assez faible épaisseur (la plupart inférieures à 12 mm).

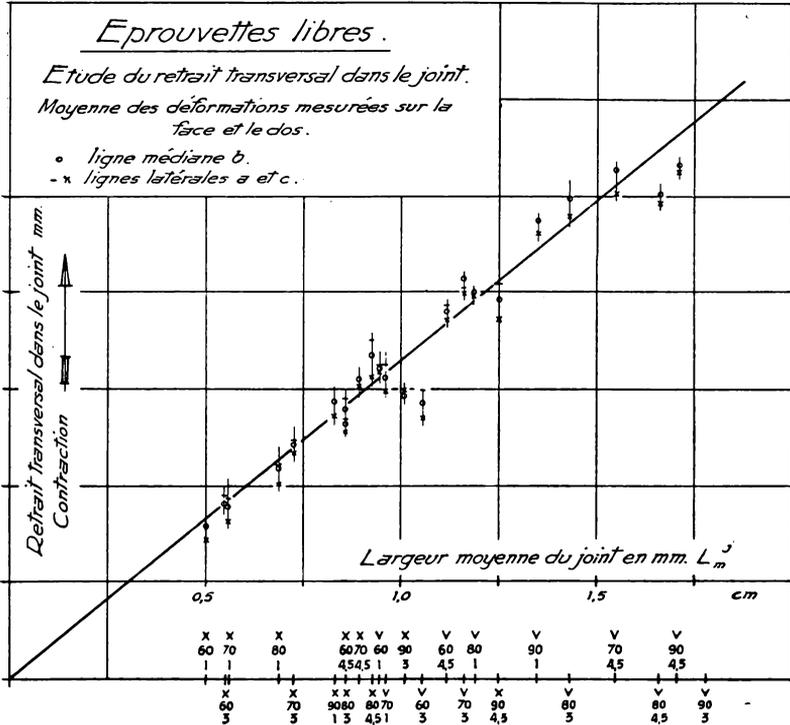


FIG. 8.

Des formules sommaires suggèrent aussi la proportionnalité. Par exemple, celle de Wörtmann et Mohr ⁽²⁾.

$$\rho_m = \frac{\alpha p k}{c \Delta e}$$

où ρ_m est le retrait moyen ;

(1) Cf. G. BIERETT, *Schrumpfung und Spannung*, dans KLÖPPEL et STEELER, *Schweisstechnik im Stahlbau*, Berlin, octobre 1939.

(2) *Schweizerische Bauzeitung*, tome 100, 1932, n° 19, pp. 243-246.

- α le coefficient de dilatation thermique moyen entre 20° et 700° C ;
 p le poids en grammes de soudure déposée par centimètre de longueur du joint ;
 k la quantité de chaleur communiquée par gramme de soudure ;
 c la chaleur spécifique moyenne de l'acier ;
 Δ le poids spécifique ;
 e l'épaisseur de la tôle.

En négligeant toute saillie du cordon sur les plats, qu'il y a d'ailleurs intérêt à éviter au point de vue du retrait :

$$\frac{p}{\Delta e} = \frac{S_j}{e} = I_m^j$$

d'où

$$\rho_m = \frac{\alpha k}{c} L_m^j$$

Plus généralement, pour des cordons en saillie

$$\rho_m = \frac{\alpha k}{c} \cdot \frac{S_j}{e},$$

S_j étant la section totale du joint réel.

Une autre formule de Malisius (1936, voir Bierett, *op. cit.*) s'écrit

$$\rho_m = \lambda_1 k' \cdot \frac{S_j}{e} + \lambda_2 L_m^j$$

$\lambda_1 = 0,0044 =$ dilatation thermique de l'acier de 15° à 350° C ;
 $\lambda_2 = 0,0093 =$ dilatation thermique de l'acier de 15° à 650° C ;
 k' est un coefficient relatif à la chaleur communiquée à la pièce et dépendant du procédé de soudure (45 à 55 pour les électrodes enrobées, croissant avec l'importance de l'enrobage).

Si la soudure est très unie, sans saillie,

$$\frac{S_j}{e} = L_m^j \text{ et } \rho_m = (\lambda_1 k' + \lambda_2) L_m^j$$

Dans cette formule de Malisius, le terme $\lambda_1 k'$ correspond à $\frac{\alpha k}{c}$ de la formule de Wörtmann et Mohr, qui omet dans sa

forme ci-dessus la contraction transversale propre du cordon ⁽¹⁾.

La conclusion VIII du premier rapport (mars 1938) constate d'après les résultats de la série I des éprouvettes à joint en X, formées de plats dont la longueur variait de 44 à 204 mm, que le retrait transversal des soudures est indépendant de la longueur des plats à assembler, en accord sur ce point avec les formules précédentes, dans le cas de liberté complète de l'éprouvette.

Réunissant les résultats de tous les essais des deux rapports de 1938 et 1943, pour les plats de 14 mm, le diagramme de la figure 9 correspond à la relation

$$\rho_m = 0,179 L_m^c \pm 14,4 \% \text{ d'écart probable.}$$

Les essais correspondant au premier rapport seul donnaient

$$\rho_m = 0,19 L_m^c \pm 12\% ;$$

ceux du deuxième rapport

$$\rho_m = 0,158 L_m^c \pm 9,2\% .$$

La différence notable entre les résultats des deux séries provient de la différence de soudeur. Les éprouvettes de la première série étaient plus chargées que celles de la seconde. Les résultats étant rapportés à la largeur moyenne théorique du chanfrein, qui ne tient pas compte des surcharges de soudure, il y a une augmentation de retrait de 20 % de la première série par rapport à la deuxième. En réalité, le retrait est surtout influencé par l'apport total de chaleur, c'est-à-dire par la section totale du joint. Toute surcharge est donc défavorable à ce point de vue, comme à tout autre. Nous retrouvons ici ce principe que nous avons si souvent exprimé et que nous répéterons tant qu'il faudra : dans les constructions soudées, la soudure doit toujours être réduite au minimum indispensable.

A vrai dire, ces lois linéaires sont trop simplistes, même à épaisseur constante de valeur moyenne $e = 14$ mm. Divers éléments influent sur le retrait à section constante de chanfrein.

(1) Cette forme est celle citée par Bierett. Les auteurs ajoutent à ρ_m un supplément de 1,03 % de la largeur maximum du joint L_m^c pour tenir compte de la contraction propre du joint. Selon les auteurs, k varierait avec la nature du courant alternatif ou continu et, pour ce dernier, selon la polarité de l'électrode.

D'abord, le nombre de passes (premier rapport, mars 1938, éprouvettes courtes, série IV, V, 90,3).

Nombre de passes :	7	9	10	12	15
ρ_f :	3,25	3,67	3,97	4,43	4,64 mm
γ :	2°50'	6°15'	7°30'	8°30'	11°

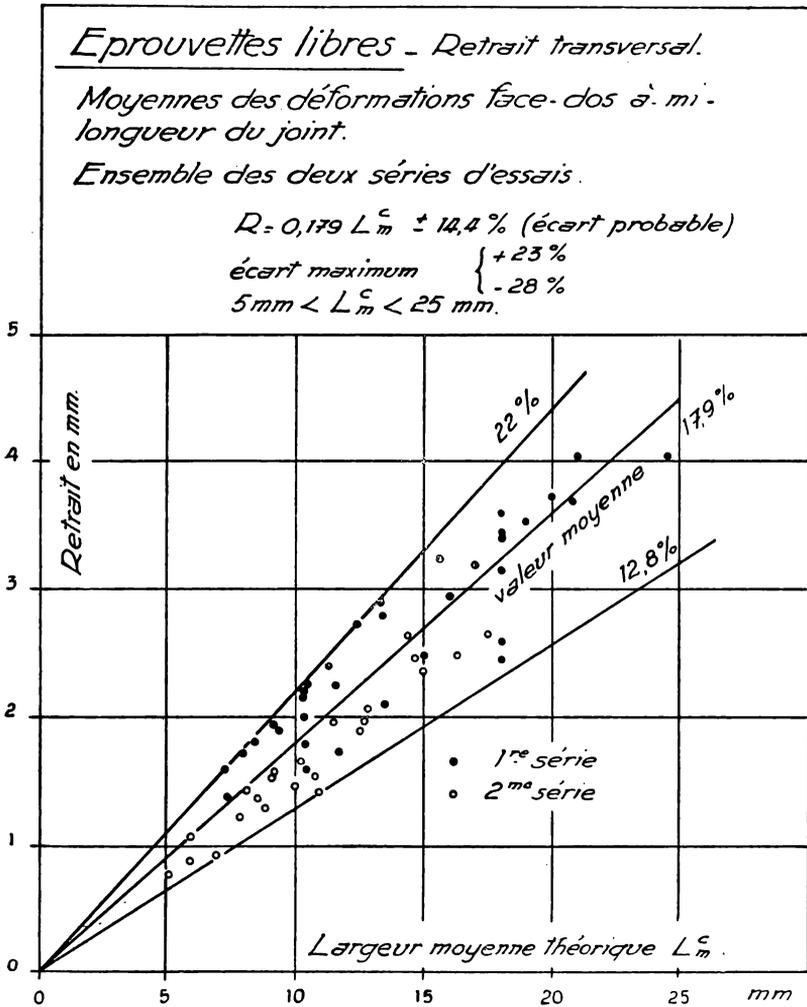


FIG. 9

Des résultats analogues ont été obtenus par la série IV, V,90,3 sur éprouvettes normales ⁽¹⁾. Il sera utile de répéter l'expérience pour des joints en X.

Le chanfrein V,90,3 est particulièrement grand, le nombre de passes normal est 13. On voit que l'on pourrait réduire sensiblement le retrait total moyen et davantage encore le retrait angulaire en s'efforçant de déposer de gros cordons et de réduire le nombre de passes.

Dans ces conditions, on peut présumer que l'emploi de grosses électrodes diminuera le retrait, toutes choses égales d'ailleurs. Le deuxième rapport (décembre 1943) rapporte les résultats suivants :

Diamètre de l'électrode (mm)	Joint V,80,3		Joint X,80,3	
3,25	$\rho_m = 2 \text{ mm } 77$	$\gamma = 7^{\circ}6'$	$\rho_m = 1 \text{ mm } 50$	$\gamma = 0^{\circ}35'$
4	2 mm 41	4°55'	1 mm 46	1°
5	2 mm 38	4°28'	1 mm 45	0°35'
7	2 mm 11	4°52'	1 mm 42	0°35'

Il y a donc avantage à employer des électrodes d'au moins 4 mm de diamètre, de préférence 5 ou 6. Celles de 7 sont moins usuelles et produisent des soudures d'aspect moins satisfaisant (du moins par l'action du soudeur en question, non habitué à de si grosses électrodes). La différence est d'autant plus sensible que le joint est plus gros, elle est faible pour le joint en X.

L'intensité du courant pour une électrode de diamètre déterminé a moins d'influence. Un joint V,80,3, soudé avec électrodes de 4 mm et des intensités de courant :

I =	160	175	190	205	Ampères
donne $\rho_m =$	2,28	2,41	2,56	2,53	mm
$\gamma =$	4°47'	4°55'	3°51'	3°	

Il y a relativement peu d'écart. Une trop faible intensité donne une pénétration insuffisante, une trop forte intensité des soudures irrégulières. Il n'y a guère de raison de s'écarter de l'intensité normale de 175 A. (Deuxième rapport, décembre

⁽¹⁾ Ces résultats sont en contradiction avec des commentaires de Bierett (*op. cit.*) relatifs à la formule de Wörtmann et Mohr; la soudure à plusieurs passes serait favorable pour le retrait.

1943). On remarquera dans cette dernière expérience que le retrait angulaire diminue alors que le retrait moyen augmente.

On a mis en évidence (même rapport) que le retrait est peu influencé par des interruptions de soudure et des refroidissements. Pour un joint V, 80,3 :

Soudure normale continue	$\rho_m = 2 \text{ mm } 41$	$\gamma = 4^\circ 55'$
Pauses avec refroidissement à 150°	$\rho_m = 2 \text{ mm } 36$	$\gamma = 4^\circ 35'$
Pauses avec refroidissement à 20° (après chaque cordon)	$\rho_m = 2 \text{ mm } 34$	$\gamma = 8^\circ 20'$

Il n'y a d'effet qu'au point de vue retrait angulaire.

Toutes choses égales d'ailleurs, à égalité de section de chanfrein, la forme du chanfrein n'est pas indifférente. Le rapport de mars 1938 cite deux séries d'essais, une sur éprouvettes normales (série V), une sur éprouvettes courtes (série V'). Les chanfreins ont tous même surface que V, 80,3 (fig. 10). Le classement par retrait croissant est pour les deux séries :

5 1' 1 6 3,
puis 2 et 4 ou 4 et 2.

Le classement est le même pour les ρ_f et les γ (premier rapport, mars 1938).

Les avantages des formes 5 et 1', quasi équivalentes, sont d'avoir une largeur de chanfrein moins variable et une base de chanfrein plus résistante, ce qui est favorable à la réduction du retrait, ainsi que nous verrons plus loin. Les chanfreins sont plus faciles à façonner, surtout pour 5. A vrai dire, les quatre premiers sont.

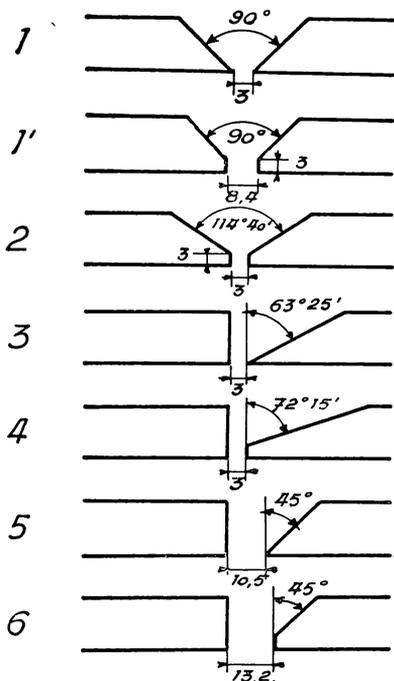


FIG. 10. — Comparaison de différentes formes d'assemblage bout à bout, la section du joint étant constante et égale à celle du joint $\alpha = 90^\circ$, $x = 3 \text{ mm}$.

presque équivalents et bons, les trois derniers (2, 3 et 4) sont mauvais et inusités.

L'influence de la reprise au dos des chanfreins en V n'a pas encore été étudiée. Elle doit diminuer assez fortement le retrait angulaire et partant ρ_r ; son influence sur le retrait transversal moyen ρ_m doit être moindre, il faut toutefois attendre le résultat de l'étude pour être édifié à ce sujet.

Le retrait angulaire, accessoire dans les joints en X soudés symétriquement, est très important dans les joints en V. Pour l'épaisseur constante $e = 14$ mm, toutes les séries d'essais 1938 et 1943 ont donné une très forte dispersion. Tantôt les premiers mais plus souvent les derniers cordons de soudure posés ont une grande influence. Certaines éprouvettes ont un γ inversé sous l'effet des premiers cordons de soudure, puis prennent la concavité normale vers le haut sous l'effet des derniers cordons. C'est donc l'exécution individuelle de chaque joint qui conditionne surtout γ , avec une prépondérance de l'action des derniers cordons. Par contre, une reprise au dos diminuerait vraisemblablement γ dans une forte proportion, des essais seront faits à ce sujet. On constate dans divers cas des variations non concordantes de ρ_m et de γ . Leur dépendance réciproque est incertaine.

Les déformations angulaires sont très gênantes dans les constructions; les liaisons des pièces les empêchent le plus souvent, du moins en majeure partie. La liberté absolue des éprouvettes d'essai permet la mise en évidence sans contrainte de cette tendance, mais nous considérons le retrait angulaire beaucoup moins caractéristique et fondamental que le retrait transversal. Il est d'ailleurs possible de le réduire à peu de chose par des chanfreins symétriques, symétriquement soudés, qui atténuent d'ailleurs aussi le retrait transversal par suite de leur plus faible section. Nous effectuerons quelques séries d'essais en empêchant la déformation angulaire sans entraver les dilatations longitudinales.

On s'étonnera d'un retrait atteignant en moyenne 18 % de la largeur moyenne théorique du chanfrein. D'après la formule de Malisius, la part du retrait provenant de la contraction du joint même est insignifiante (de l'ordre de 5 %). Cependant, dans les moulages d'acier, on considère normalement un retrait linéaire d'environ 1,75 % ⁽¹⁾. Il est à noter

(¹) Pour l'acier coulé, de 0,8 à 2 %, cf. P. GOERENS, *Handbuch der Experimentalphysik*, Bd V, 1930, p. 533.

que nous avons observé sur des tôles de 14 mm des retraits transversaux de 1 à 4 mm et sur des tôles de 55 mm des retraits de 9 mm 45 (voir plus loin), alors que, de 1.000° à 0°, la contraction thermique est de 12 mm par mètre et de 650° à 15° environ, domaine de variation thermique dans lequel s'effectue le retrait, de 9 mm 3 par mètre seulement. Les séries d'essais sur éprouvettes courtes (de 60 mm de longueur perpendiculairement au joint) du premier rapport (mars 1938) ont permis des expériences intéressantes en vue desquelles ces éprouvettes avaient été prévues. Par pesée dans l'air et dans l'eau avant et après soudure, dans ce dernier cas après fraisage destiné à ramener les faces terminales du joint soudé à fleur des faces des plats, sans enlèvement de matière de ceux-ci, on a pu déterminer les poids et volumes (ou sections) exacts des chanfreins réels. On a constaté des contractions en volume (ou surface) des chanfreins théoriques de 20 à 25 % pour les joints en V et de 25 à plus de 30 % pour les joints en X. Ceci en dépit des deux points de soudure fixant la position initiale des plats. Il en résulte que, bien que les plats soient libres, leur dilatation thermique semble se faire entièrement vers l'intérieur du joint et ce principalement sous l'effet des premiers cordons de soudure, qui restent malléables. La tension superficielle, élevée d'ailleurs, du métal fondu peut intervenir ; peut-être d'autres forces attractives. Nous reviendrons sur ces considérations avec d'autres éléments probants dans la suite. Mais notons que le retrait transversal des éprouvettes libres provient de la contraction très forte du moule du cordon déposé par fusion.

L'influence de la longueur du joint sur le retrait transversal, dont les formules ne rendent pas compte, se manifeste déjà par le fait signalé plus haut de la variation du retrait tout le long des joints de 100 mm. D'autre part, lors d'une série d'essais encore inédite pour étudier l'effet de l'épaisseur des plats, on a confectionné deux soudures de 150 mm de longueur avec plats de 14 mm, qui ont donné les résultats suivants :

	Joint de 100 mm		Joint de 150 mm	
V, 80, 3	$\rho_m = 2 \text{ mm } 49$	$\gamma = 2^\circ 40'$	$\rho_m = 2 \text{ mm } 74$	$\gamma = 10^\circ 49'$
X, 80, 3	$\rho_m = 1 \text{ mm } 32$	$\gamma = 1^\circ 40'$	$\rho_m = 1 \text{ mm } 80$	$\gamma = 0^\circ 37'$
	(épaisseur 14 mm)		(épaisseur 14 mm 5)	

Les écarts sont appréciables surtout pour le joint en X ⁽¹⁾. Il est donc indiqué d'étudier systématiquement l'influence de la longueur du joint. Les essais ont été commencés entre temps sur des plats de 15 mm d'épaisseur avant préparation avec des

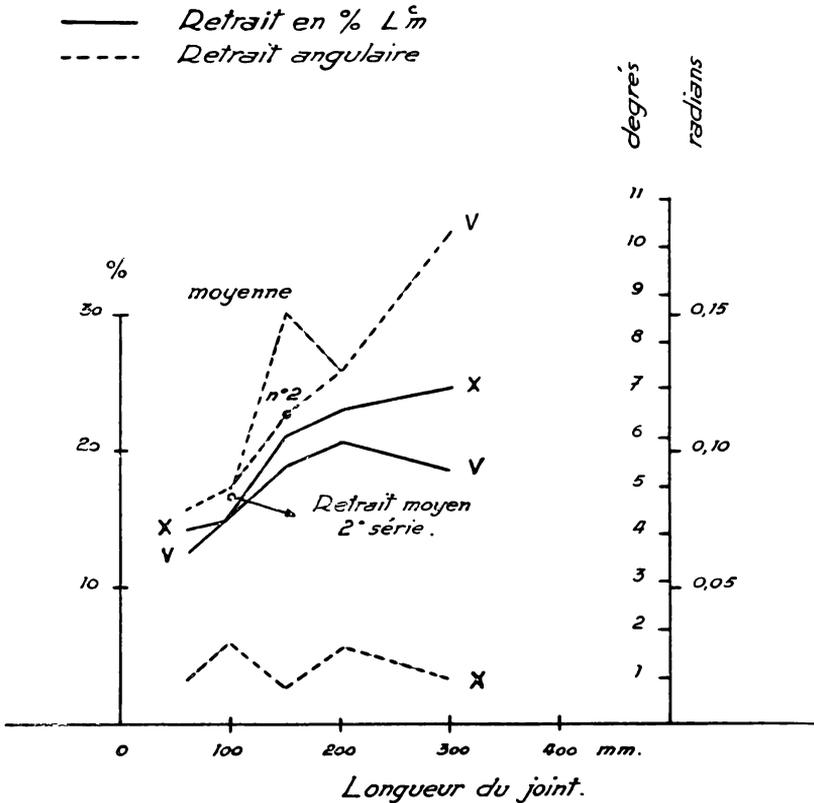


FIG. 11.

joints V,80,3 et X,80,3 de 60, 100, 150, 200 et 300 mm de longueur. Les coefficients de retrait transversal global rapportés à L_m^c augmentent sensiblement avec la longueur du joint. Le retrait angulaire des joints en V augmente aussi sensiblement

⁽¹⁾ La figure 13 ci-après indique pour les joints en V jusqu'à 30 mm d'épaisseur la relation $\rho_m = 0,18 L_m^c$ pour des joints de 150 mm de longueur. On a vu précédemment que pour les plats de 14 mm et de 100 mm de largeur soudés par le même soudeur (rapport du 31 décembre 1943), la relation était $\rho_m = 0,158 L_m^c$.

avec la longueur du joint, tandis que le retrait angulaire des joints en X est à peu près invariable (environ 0,2 radian) (fig. 11). Ces mesures doivent être complétées. On pourra, pour les soudures longues, déterminer l'influence de la méthode de soudure, notamment au pas de pèlerin.

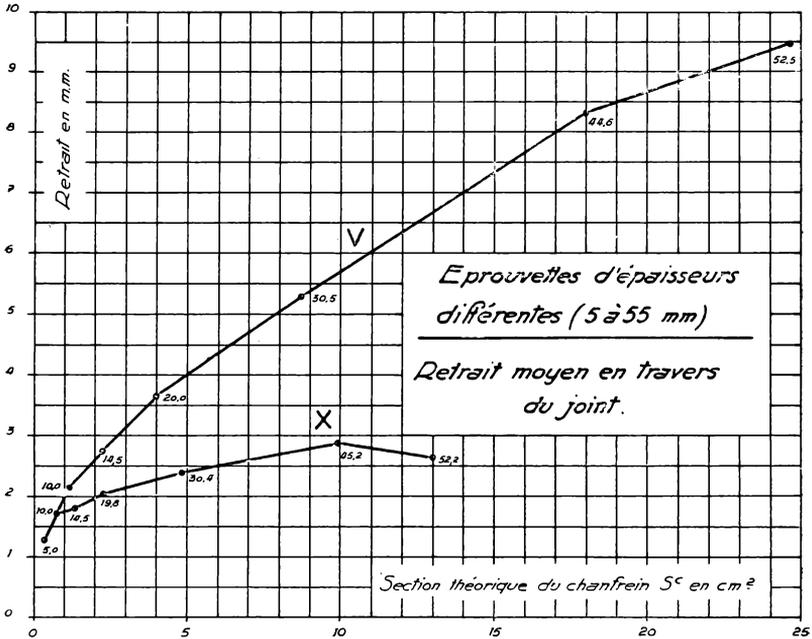


FIG. 12.

L'insuffisance des formules ressort surtout de la première série d'essais effectuée pour étudier l'influence de l'épaisseur sur éprouvettes libres, essais dont il n'a pas encore été rendu compte et qui font partie de la continuation du travail. On a assemblé sur 150 mm de longueur des plats de 5, 10, 15, 20, 30, 45 et 55 mm d'épaisseur (épaisseurs réelles 5, 10, 14,5, 20, 30,5, 45 et 52,5), au moyen de chanfreins en V et en X, avec $\alpha = 80^\circ$ et $x = 3$ mm. Les diagrammes des figures 12 et 13 reproduisent les variations du retrait transversal en fonction de la section du chanfrein S_c et en fonction de la largeur moyenne théorique L_m^c . Les allures de variation rapportées à la section réelle S_r ou à la largeur moyenne réelle du joint L_m^r sont tout à fait analogues.

On constate que la loi $\rho_m = KL_m^c$ établie d'après l'ensemble des essais sur plats de 14 mm n'est valable que pour les chanfreins en V de 5 à 30 mm d'épaisseur et pour les chanfreins en X seulement dans un étroit domaine d'épaisseur (15 à 20 mm). L'ensemble des essais sur plats de 14 mm

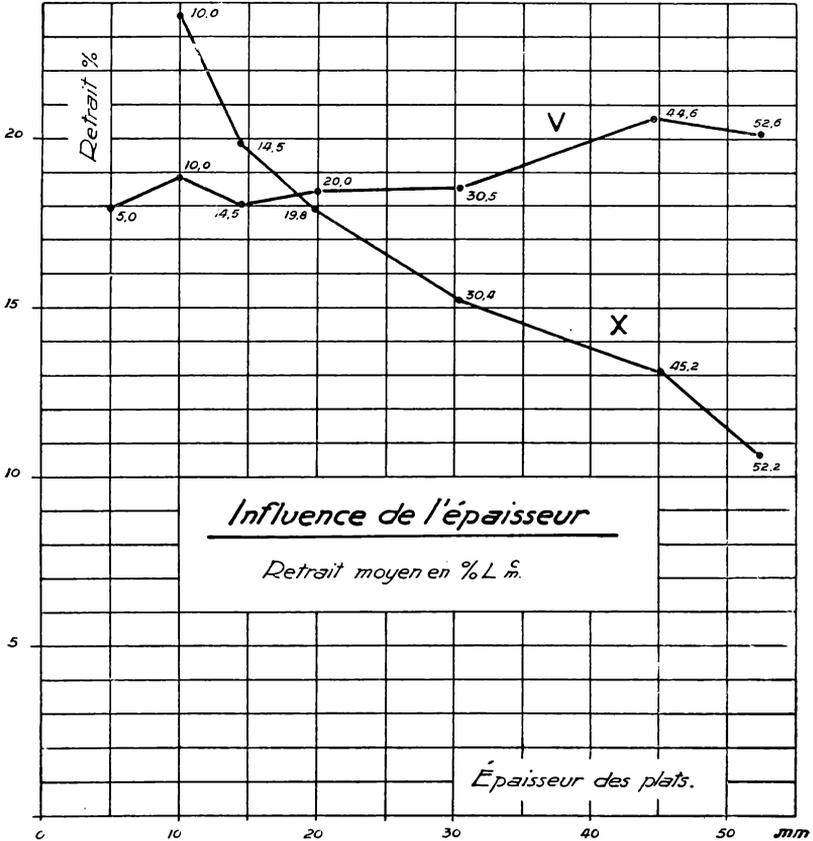


FIG. 13.

d'épaisseur comportait plus de chanfreins en V que de chanfreins en X et le diagramme de la figure 7 décele, ainsi qu'il a été signalé, une tendance à un groupement indépendant des points représentatifs des deux types de chanfrein. C'est par l'effet de la dispersion d'une part et du fait fortuit que les lignes figuratives des types de chanfrein sur la figure 13 se

coupent non loin de l'abscisse relative à l'épaisseur $e = 14$ mm, que l'on a pu d'une manière satisfaisante englober les deux types de chanfrein dans la formule $\rho_m = KL_m^c$. En fait, les figures 12 et 13 établissent une distinction très nette entre les chanfreins en X et les chanfreins en V. La loi $\rho_m = KL_m^c$ est inexacte pour les chanfreins en X; elle paraît vraie pour les chanfreins en V de moins de 30 mm d'épaisseur quand le retrait angulaire est libre. Pour les joints de 150 mm de longueur, la figure 13 montre que $K \approx 0,18$ pour $e < 30$ mm. Pour les joints en V et les épaisseurs jusqu'à 52 mm 5, on trouve aussi approximativement la relation $\rho_m = 0,104 L_m^c$, L_m^c étant la largeur maximum théorique du chanfrein dans la face de l'assemblage.

Le diagramme de la figure 14 indique les variations du retrait angulaire, qui devient considérable pour les joints en V de plus de 10 à 15 mm d'épaisseur. Le retrait angulaire des joints en X est généralement faible et donne lieu à diverses observations. Pour les épaisseurs inférieures à 30 mm, le sens de retrait angulaire dépend du dépôt du deuxième cordon de soudure; il est donc vers le dos. L'effet des premiers cordons est d'autant plus grand que l'épaisseur est moindre; le retrait angulaire tend donc à être plus grand pour les faibles épaisseurs. Pour les épaisseurs supérieures à 30 mm, l'effet des premiers cordons devient insignifiant et le sens du retrait angulaire dépend des derniers cordons déposés; il est donc indifféremment vers la face ou vers le dos, selon l'occurrence.

Au dos des joints en V, on constate pour les faibles épaisseurs une contraction très forte près du joint, au point que les arêtes des chanfreins sont écrasées et refoulées sous l'effet des premiers cordons déposés. Les suivants et les derniers ne peuvent, malgré le retrait angulaire qu'ils créent, transformer ces zones d'écrasement en zones d'extension. Ce changement se manifeste pour les épaisseurs supérieures à 30 mm, pour lesquelles l'effet de la partie supérieure du joint soudé est tout à fait prédominant. Ceci confirme les observations précédentes sur l'avantage des angles de chanfrein émoussés et résistants, et sur les effets variables du retrait angulaire.

Il résulte de cela que :

1° Les chanfreins en V ne satisfont apparemment à la loi $\rho_m = KL_m^c$ que grâce à l'effet d'une combinaison du retrait transversal initial et du retrait angulaire pour les épaisseurs inférieures à 30 mm. Au delà, l'effet du retrait angulaire l'em-

porte et la loi n'est plus vérifiée, K augmente alors avec l'épaisseur, dans une proportion d'ailleurs assez faible ;

2° Les chanfreins en X ne satisfont pas à la loi $\rho_m = KL^c_m$, k diminue constamment et fortement lorsque l'épaisseur croît.

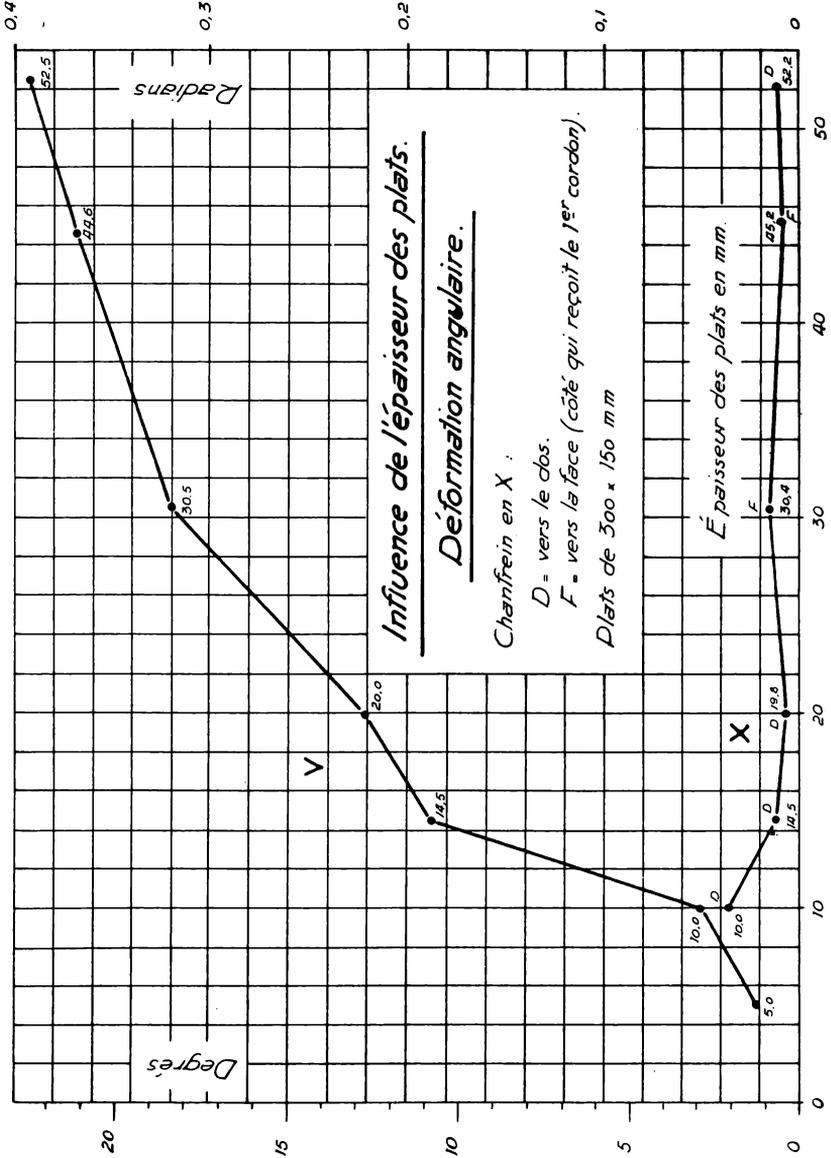


FIG. 14.

Cela est dû au fait que, lorsque l'épaisseur augmente, le joint partiel formé par les premiers cordons devient de plus en plus rigide et s'oppose à l'accumulation des effets des derniers cordons. En d'autres termes, dans les joints en X, le retrait transversal dépend surtout de l'action des premiers cordons et, par conséquent, n'augmente plus à partir d'une certaine épaisseur.

Il fallait cette recherche, qui sera complétée, pour établir l'imperfection des formules précitées, dont les bases théoriques sont d'ailleurs tout à fait sommaires. C'est par des raisons indépendantes de leur établissement qu'elles semblent vérifiées pour les joints d'épaisseur usuelle (5 à 15 ou 20 mm au maximum) pour lesquels on emploie le plus souvent des chanfreins en V. Il ne semble pas que l'on ait fait auparavant des essais sur des épaisseurs supérieures à 30 mm. C'est fâcheux, car cette épaisseur semble correspondre à un changement d'allure dans le phénomène du retrait transversal.

Les résultats que nous avons obtenus nous font paraître intéressant de poursuivre les essais sur fortes épaisseurs et d'aller même au delà de 55 mm, puisque aussi bien on a utilisé des plats de 75 ou 80 mm dans certains ouvrages.

Parmi les facteurs secondaires dont il nous reste à étudier l'influence, nous citerons :

La nature du courant, continu ou alternatif (tous nos essais ont été effectués jusqu'à présent au moyen de l'alternatif);

La position de la soudure (horizontale, verticale ou au plafond);

Le préchauffage des plats au voisinage de la soudure jusqu'à 200-300° C environ (l'effet semble devoir être peu important sur le retrait transversal en raison des points de soudure fixant les chanfreins).

Enfin nous aurions éventuellement à étudier le retrait transversal des soudures au chalumeau.

4. Eprouvettes encastrées soudées bout à bout

La fixation des éprouvettes à assembler par soudure est faite dans un cadre démontable très rigide, du poids de 1.500 kg. On conçoit les difficultés de manipulation pour le retournement des plats lors de la soudure des chanfreins en X. On se sert du pont roulant. En réalité, ce cadre (fig. 15) pos-

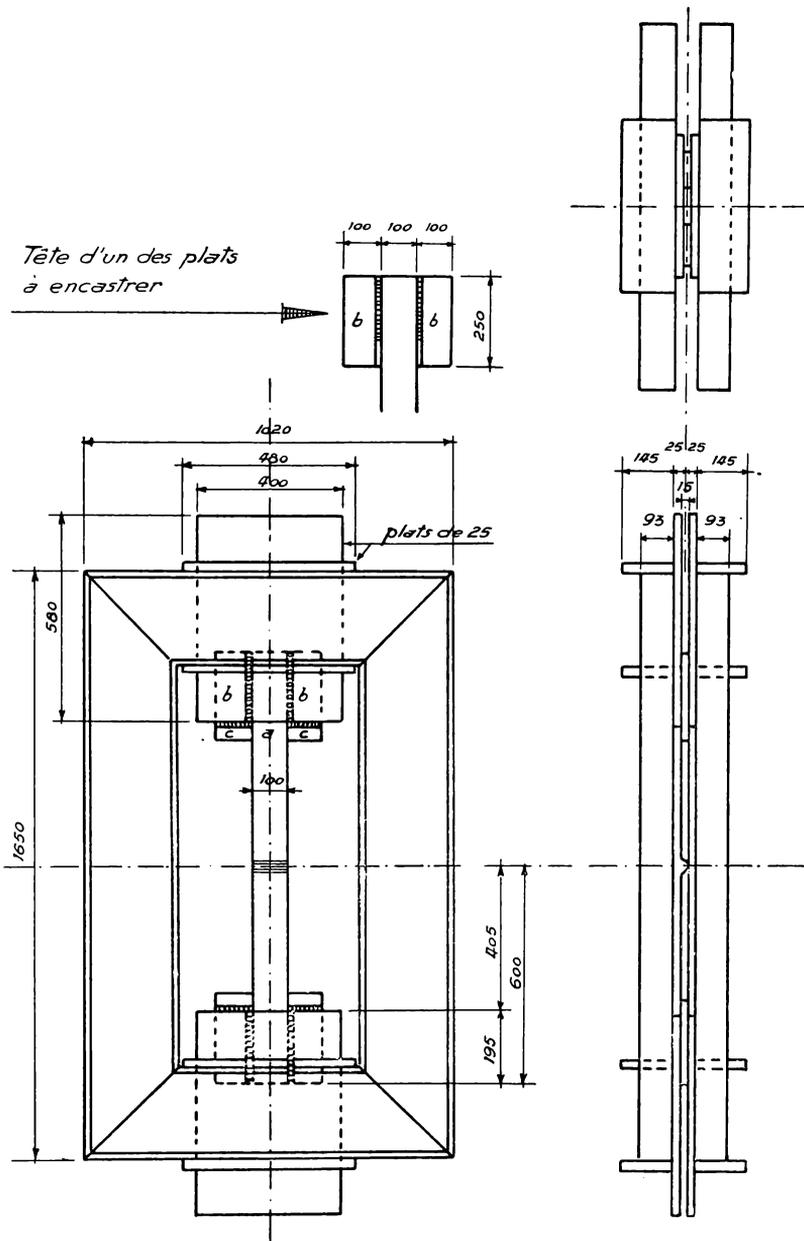


FIG. 15. — Cadre rigide pour l'encastrement des éprouvettes.

sède tout de même une certaine déformabilité élastique, assimilable à un certain déplacement de la section d'encastrement. La distance de l'axe du joint aux sections réelles d'encastrement est 405 mm. Pour les plats de 15 mm, la déformabilité correspond à une longueur additionnelle de 75 mm. Donc, tout se passe comme si l'on opérât sur des plats à encastres parfaits distants de 480 mm. Le cadre est établi pour recevoir des plats de 100 mm de largeur jusqu'à 30 mm d'épaisseur ; il pourrait éventuellement recevoir des plats plus larges de moins de 30 mm d'épaisseur.

Les essais sur éprouvettes encastées sont naturellement plus longs que ceux sur éprouvettes libres, tant pour la confection des éprouvettes que pour les mesures, qui sont plus nombreuses et qui sont triples : à l'état encasté avant soudure ; à l'état encasté après soudure ; après soudure, l'éprouvette étant libérée.

Le rapport du 31 décembre 1943 rend compte des essais effectués sur huit éprouvettes ; la recherche est donc loin d'être achevée et nous ne pouvons être aussi concluants que pour les éprouvettes libres. Les principales observations déjà faites sont les suivantes :

Les éprouvettes ne se déforment plus d'une manière apparente dans leur plan, en raison de l'encastement. Cependant, le retrait transversal reste variable sur toute la longueur du joint soudé et est maximum au milieu.

Il n'y a pas de retrait angulaire apparent pour les joints en V, à fortiori pas pour les joints en X. Lors de la libération des éprouvettes par sciage, elles se raccourcissent élastiquement, le retrait augmente légèrement. Les éprouvettes à joints en V prennent une légère déformation angulaire élastique (moins de 1° pour les joints en V, moins de 20° pour les joints en X). Il y a donc moins d'écart entre les retraits à la face et au dos des éprouvettes encastées que dans les éprouvettes libres.

Pour les éprouvettes à soudure en V, le retrait est d'ailleurs toujours supérieur sur la face à celui du dos, de 0,15 à 0,50 mm sur l'éprouvette libérée (voir fig. 16).

Il est à remarquer que dans les éprouvettes encastées le retrait transversal n'est plus indépendant de la longueur. A l'état d'encastement, il diminue nécessairement depuis le joint soudé jusqu'aux encastements, où il est minimum et égal à la déformation élastique du dispositif d'encastement.

Après libération, le retrait est partout majoré du raccourcissement élastique, qui varie de 0 sur l'axe du joint soudé à un maximum aux extrémités libérées de l'éprouvette (1).

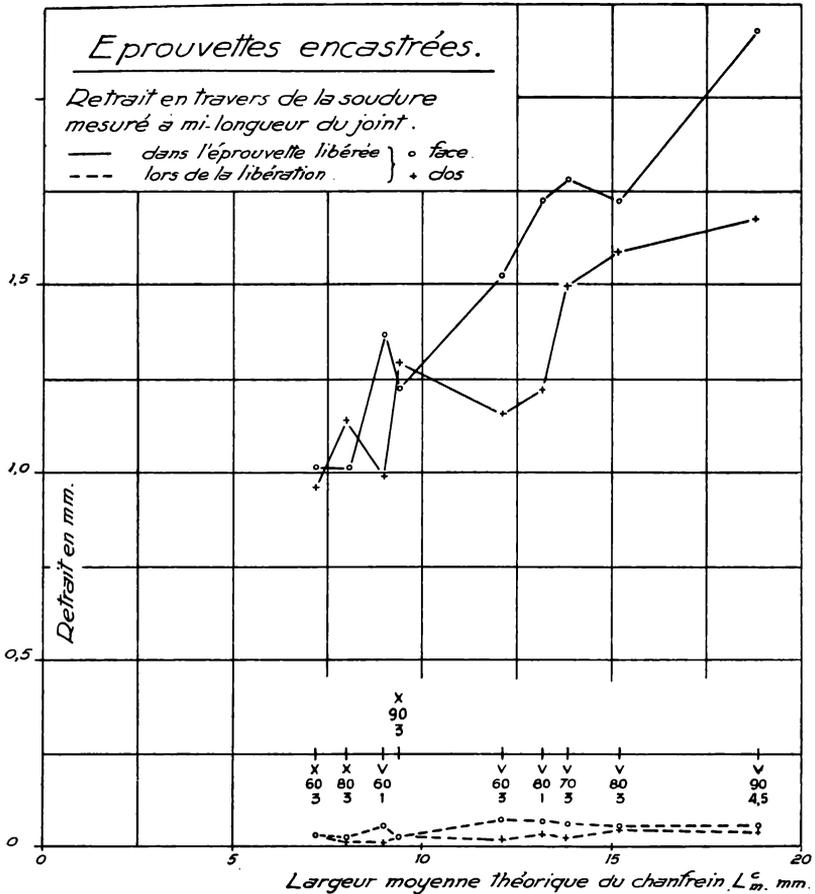


FIG. 16.

Les diagrammes des figures 16 et 17 reproduisent les premiers résultats pour des plats de 14 mm.

(1) Cette majoration est indépendante de la longueur de l'éprouvette à l'état élastique et proportionnelle à sa longueur si la limite d'élasticité longitudinale est dépassée.

Pour les éprouvettes encastrées libérées, on a envisagé la relation provisoire

$$\rho_m = 0,5 + 0,075 L_m^c \text{ mesuré sur 48 mm.}$$

La comparaison avec la relation $\rho_m = 0,158 L_m^c$ des éprouvettes libres montre une diminution du retrait par encastrement

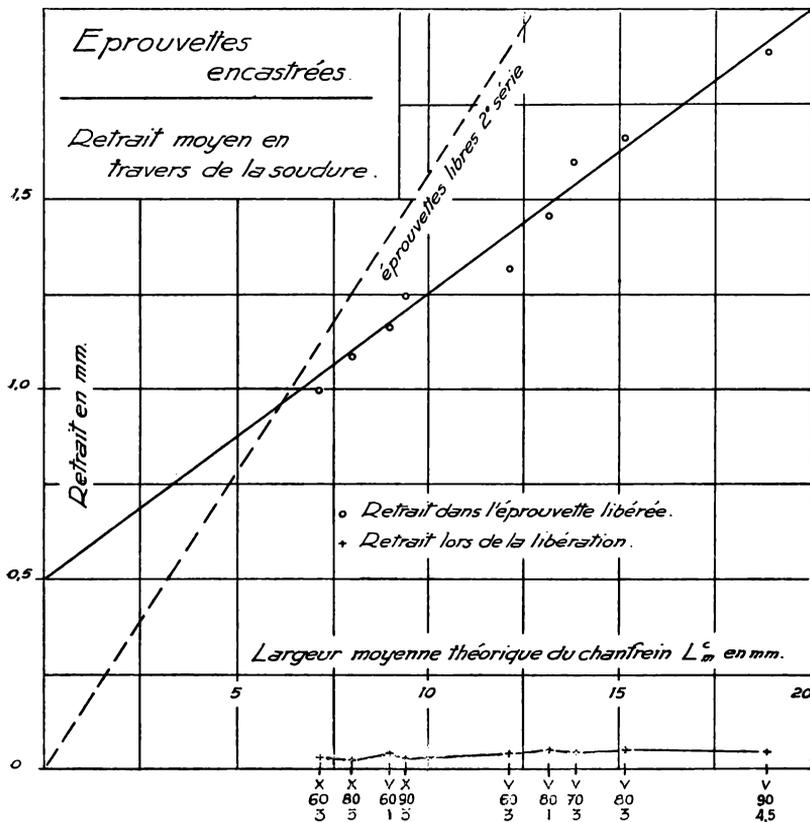


FIG. 17.

d'autant plus sensible que le chanfrein est plus grand. La relation $\rho_m = 0,5 + 0,075 L_m^c$ est d'ailleurs toute provisoire et peu rationnelle ; il se peut qu'il faille plutôt considérer deux lois différentes pour les chanfreins en X et en V, sans terme constant, qui se justifie peu. La continuation de la recherche élucidera ce point.

Le point essentiel à signaler dans ce paragraphe est la diminution du retrait par rapport aux éprouvettes libres correspondantes, qui éclaire particulièrement sur le mécanisme du retrait. Car, si dans les éprouvettes libres, les déformations thermiques sont de sens indéterminé à priori, dans les éprouvettes encastrées toute la dilatation des plats doit se faire au détriment du chanfrein, exactement selon les hypothèses de base des formules précitées. Comme le retrait est plus grand dans les éprouvettes libres, il n'est pas douteux que toute la dilatation des plats se fasse aussi vers le chanfrein. De quoi provient alors la différence ?

Y a-t-il en outre rapprochement des plats libres par action de tension superficielle de la soudure à l'état de fusion, par toute autre action attractive ou par le fait du refroidissement des premiers cordons ?

Ou bien, dans les plats encastrés, les efforts nés de la contraction empêchée lors du début du refroidissement des plats sont-ils susceptibles d'engendrer dans la soudure encore chaude et malléable des allongements permanents assez grands pour diminuer le retrait ? La recherche n'a pas jusqu'à présent tenté d'élucider ce point, mais la deuxième hypothèse paraît la plus probable, car il semble que les différences de retrait des éprouvettes libres et encastrées soient moindres pour les joints en X que pour les joints en V et aillent en croissant avec le retrait lui-même, surtout pour les joints en V ⁽¹⁾.

Pour ces derniers, l'effet de suppression de la déformation angulaire peut être important. Pour éclairer ce point, il s'impose de faire une série d'essais sur éprouvettes libres de se dilater, mais dont les déformations angulaires sont empêchées.

Retenons actuellement les points de comparaison suivants :

1° Pour $e = 14$ mm,

	Eprouvette libre	encastrée	encastrée libérée	
Joint V, 80,3	$\rho_m = 2$ mm 49	1 mm 61	1 mm 66	} sur 48 mm
Joint X, 80,3	$\rho_m = 1$ mm 32	1 mm 05	1 mm 08	

⁽¹⁾ Le comportement expérimental des éprouvettes encastrées est peu connu. Nos résultats, dépourvus d'ambiguïté, sont intéressants à ce point de vue. Ils justifient d'expresses réserves au sujet de certains commentaires de Bierett (*op. cit.*) à propos de la formule de Wörtmann et Mohr, relatifs aux allongements dans la zone du joint de soudure provoqués par l'encastrement.

2° Pour $e = 55$ mm, éprouvettes libres,
 Joint V,80,3 $\rho_m = 9$ mm 45 Joint X,80,3 = 2 mm 64.

Il est à noter que pour les éprouvettes encastées précitées, les retraits transversaux ont été mesurés sur une base de 48 mm à laquelle il faut rapporter le raccourcissement élastique lors de la libération des éprouvettes.

5. Etude des joints à cordons d'angle

Cette étude fait partie du programme original, mais en raison de l'importance plus grande du retrait des soudures bout à bout, elle a été reportée à la fin. En vue toutefois de comparer les ordres de grandeur, un petit nombre d'éprouvettes ont été essayées pour documenter cette publication. Il est bien entendu que la recherche reste à faire ; il s'agit ici seulement d'apporter quelques éléments de comparaison.

A. ASSEMBLAGE PAR DOUBLE COUVRE-JOINT ET CORDONS FRONTAUX, ÉPROUVETTES LIBRES (fig. 18)

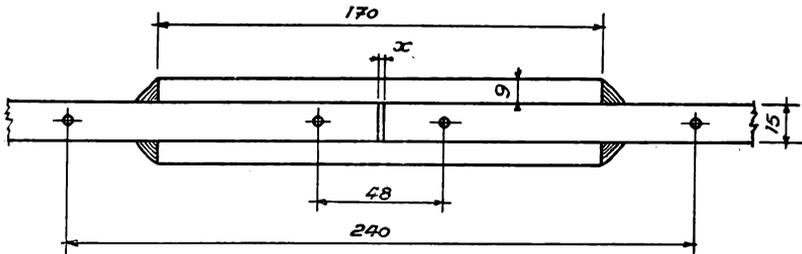


FIG. 18.

Deux plats de 100×15 mm sont assemblés par deux couvre-joints de $170 \times 100 \times 9$ mm et quatre cordons frontaux isocèles de 9 mm. Ecartement des plats $x = 0$ et 2 mm.

On a mesuré le retrait transversal sur les tranches.

	$x = 0$	$x = 2$	Différence
Sur 48 mm	0 mm 03	0 mm 349	0 mm 319
Sur 240 mm	0 mm 518	0 mm 853	0 mm 335

Donc tout le retrait se concentre au voisinage des cordons (environ 0 mm 25 par cordon double). De plus lorsqu'ils ont

une certaine liberté, les plats se dilatent en partie vers le joint et cette déformation reste permanente. Il suffit toutefois d'un jeu d'une fraction de millimètre, il augmente le retrait des éprouvettes libres.

B. ASSEMBLAGE PAR DOUBLE COUVRE-JOINT ET CORDONS LATÉRAUX, ÉPROUVETTES LIBRES (fig. 19)

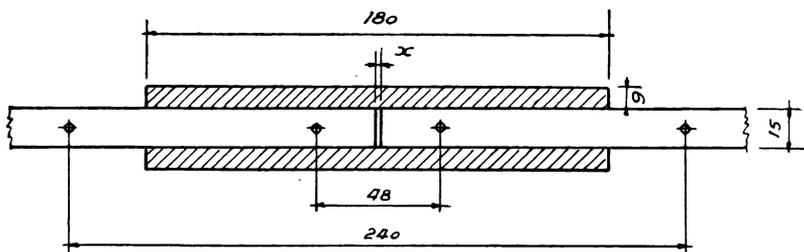


FIG. 19.

Même éprouvette que ci-dessus, couvre-joint de 180 mm de longueur, de largeur telle qu'elle permette l'exécution de quatre cordons latéraux isocèles de 9 mm le long des bords de l'éprouvette (1).

Retrait transversal sur les tranches :

	$x = 0$	$x = 2$	Différence
Sur 48 mm	0 mm 479	0 mm 316	0 mm 163
Sur 240 mm	0 mm 564	0 mm 379	0 mm 185

Dans ce cas, le jeu diminue le retrait ; il suffit d'ailleurs d'un jeu d'une fraction de millimètre.

On comprend le mécanisme. Dans le cas de plats jointifs, la dilatation des plats doit se faire de part et d'autre du joint vers l'extérieur. L'empêchement de contraction des cordons est ainsi maximum et ceux-ci compriment fortement la tranche des plats, qui doit subir une déformation permanente à haute température. Le jeu entre les plats permet une légère contraction et réduit sensiblement le retrait total.

(1) Les éprouvettes ont été réalisées de façon à rendre maxima les effets du retrait transversal en n'interrompant pas les cordons latéraux de part et d'autre du joint du plat central. Cette disposition est mauvaise du point de vue constructif. L'interruption indispensable des cordons au voisinage du joint est de nature à atténuer encore le retrait transversal.

Dans les deux assemblages, par suite de la symétrie il n'y a pas de retrait angulaire.

Il est à prévoir que les retraits seraient moindres sur les éprouvettes encastrées. L'encastrement devrait notamment atténuer l'effet des jeux dans le joint des plats.

C. ASSEMBLAGE EOUT SUR FLANC PAR CORDONS D'ANGLE
(fig. 20)

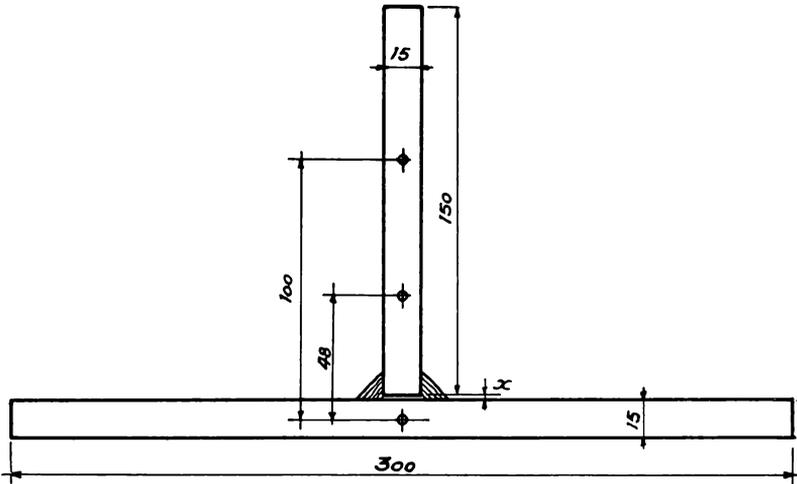


FIG. 20.

Le programme ne comporte pas seulement l'étude de joints longitudinaux, mais aussi celle de joints normaux. On a assemblé un plat de $150 \times 100 \times 15$ mm à un plat de $300 \times 100 \times 15$, par deux cordons d'angle de 15 mm, avec un écartement x de 0 ou 2 mm.

Le rapprochement des plats a été mesuré sur les tranches à partir de la mi-épaisseur de l'aile, sur 48 et 100 mm de longueur.

Valeur du rapprochement :

	$x = 0$	2 mm	Différence
Base de 48 mm	0 mm 296	1 mm 034	0 mm 738
— 100 mm	0 mm 260	0 mm 994	0 mm 734

Le jeu augmente donc sensiblement le rapprochement d'ailleurs libre. Il suffit qu'il soit de l'ordre de 1 mm. L'en-

castrement réduirait sans doute le déplacement, mais il est à remarquer que les déformations de flexion de l'aile interviendraient.

Les ailes subissent d'ailleurs des flexions importantes, exprimées par les angles de déformation. Pour les éprouvettes examinées, on a trouvé ce qui suit :

	$x = 0$	2 mm
Angle après soudure, à gauche	86°38'	87°30'
— — — à droite	86°20'	86°40'
Déformation angulaire totale	7°2'	5°50'

Le jeu semble avoir peu d'influence, l'inégalité des deux résultats ne paraît pas systématique mais due aux conditions de soudure.

Il n'existe guère de données numériques publiées sur ces sujets, qui seront approfondies à bref délai et dont il faut attendre les résultats. Nous avons tenu néanmoins à pouvoir indiquer déjà quelques ordres de grandeur.

6. Conclusions

Nous avons trouvé très peu de publications concrètes et documentées sur le retrait. L'ouvrage déjà cité de G. Bierett passe en revue les principales publications parues jusqu'en 1939, notamment celles de Höhn (1935) et Malisius (1936). Le champ expérimental exploré est assez restreint. Pour des soudures bout à bout de tôles de 12 mm, un diagramme de Malisius concorde avec notre formule $\rho_m = 0,179 L_m^e$. Les conclusions de Malisius et de Höhn concordent avec les nôtres au sujet de l'effet du nombre de passes et de l'influence de l'épaisseur (examinée jusqu'à 30 mm seulement), sur le retrait angulaire des joints en V et sur le retrait total, sur l'influence du diamètre du fil, sur la réduction du retrait angulaire par l'encastrement, sur le faible retrait angulaire des joints en X soudés symétriquement. Höhn traite de l'effet de la reprise au dos des joints en V et considère les joints en U comme supérieurs à ceux en V. Bierett reproduit un diagramme extrait d'une étude de Reinhard et Heller (1932), relatif à des tôles de 5 à 10 mm d'épaisseur. Il a l'allure de notre diagramme provisoire relatif aux éprouvettes encastrees (droite passant au-dessus de l'origine, coefficient angulaire analogue). Nous ignorons les conditions d'expérience et Bierett fait des réserves

au sujet de ces résultats. Tous les diagrammes précités semblent comporter peu de points expérimentaux et n'indiquent aucune dispersion, ce qui est singulier.

Bierett cite longuement une publication de H. Koch (1935) sur des soudures bout à bout de tôles minces par un simple cordon. Ces conditions d'expérience sont si différentes des nôtres qu'il y a peu de comparaison possible et que cela ne présente guère d'intérêt, vu le caractère assez particulier de l'étude en question, cependant très développée quant à son objet. On peut retenir l'utilité, indiquée aussi par d'autres auteurs, de fixer entre elles les pièces à souder par de légers points de soudure préalables pour éviter les déplacements relatifs, en veillant à bien maintenir les écartements prévus lorsqu'on opère cette fixation. Outre l'influence des points de soudure, Koch constate l'indépendance du retrait transversal de la largeur des plats pour les éprouvettes libres, la rotation des éprouvettes libres dans leur plan et l'effet de la longueur du joint, mais l'accord général avec nos essais sur ces points ne semble pas s'étendre à l'ordre de grandeur. Koch trouve, par exemple, que le retrait est proportionnel à la longueur du joint, pour des tôles de 6 mm, ce qui ne peut résulter que de conditions d'essai particulières et peu en rapport, semble-t-il, avec la pratique.

Une compilation de Spraragen et Clausen ⁽¹⁾ analyse toutes les publications jusqu'en 1937, avec les mêmes résultats que ceux définis ci-dessus. Les seuls diagrammes reproduits sont ceux de Malisius précités et on y retrouve avec certains détails les références citées par Bierett. Une concordance intéressante avec nos résultats résulte d'une référence à un travail de K.-K. Madsen (1937) d'après laquelle ρ_m est environ 18 % de L_m^c , quels que soient le diamètre du fil et la vitesse d'avancement. Nos essais ont établi des limites à cette conclusion.

Citons pour finir une étude récente de F. Guyot et E. Dorlet (circulaire, série A, n° 3, de l'Institut belge de la soudure, novembre 1943).

Nous n'avons pas trouvé dans la littérature d'indications numériques sur le retrait des éprouvettes encastrées et très peu d'indications précises sur le retrait des cordons d'angles.

(¹) *Shrinkage distortion in welding. A review of the literature to January 1, 1937 (The American Welding Society Journal, Supplement July 1937).*

De l'ensemble des observations ainsi recueillies et de leur discussion, nous pouvons actuellement conclure :

Le retrait transversal des soudures obéit à des lois complexes et peut prendre dans certains cas des valeurs considérables. Il est possible, par des dispositions diverses, de ramener ce retrait à des valeurs favorables. Il importe donc d'être documenté numériquement d'une manière étendue sur les diverses formes du retrait transversal. Le retrait angulaire doit être pris en considération, il est assez variable et son influence sur le retrait transversal est incertaine ; en général on tâchera de l'éviter à cause des déformations inadmissibles qu'il provoque, mais il faudra recourir pour cela à des dispositions judicieuses de soudure plutôt qu'à des encastremets, qui ne le suppriment pas tout à fait.

Une formule simple ne paraît pas pouvoir rendre compte de tous les cas, mais il semble possible d'en établir un nombre limité convenant à diverses catégories de soudures.

Les expériences ont permis déjà de préciser les limites de validité de certains coefficients, ce travail pourra être complété. Il faudra tenir compte du fait que l'encastrement diminue le retrait transversal. Le retrait des cordons d'angle est souvent d'un ordre de grandeur inférieur à celui des soudures bout à bout.

Un facteur essentiel au point de vue de l'importance du retrait est l'épaisseur du joint. On peut exprimer à ce sujet les conseils pratiques suivants. Pour les épaisseurs inférieures à 5 mm, la forme du joint sera la plus simple, éventuellement sans biseau. Le chanfrein en V sera utilisé pour les épaisseurs au delà de 5 mm, à la rigueur jusqu'à 15 ou 20 mm. Le chanfrein en X sera employé dans tous les cas possibles pour les épaisseurs supérieures à 10 mm et exclusivement pour les épaisseurs supérieures à 20 mm, pour les épaisseurs supérieures à 30 mm, on réduira la section du joint autant que possible (tulipe). Autant que possible, les soudures seront effectuées symétriquement. Les arêtes des chanfreins seront de préférence émoussées, autant que le permet la possibilité d'obtenir une bonne pénétration dans les angles et l'absence de toute solution de continuité dans le joint soudé.

Nous avons indiqué que l'étude du retrait transversal global revêt nécessairement un caractère statistique. Nous croyons avoir apporté à cette statistique, peu abondante jusqu'à présent, une contribution déjà substantielle et que nous espérons

pouvoir compléter selon notre programme intégral de recherche. Ce chapitre contient la synthèse des principaux résultats numériques déjà obtenus ; nous renvoyons pour une étude détaillée aux deux rapports de 1938 et 1943. Ces résultats peuvent être d'ores et déjà d'utilité pratique industrielle. Il est très souhaitable que les ateliers contribuent à enrichir cette statistique, mais nous rendons attentif au point que, pour donner aux renseignements leur pleine utilité, il convient d'effectuer les mesures d'une manière uniforme et de noter les valeurs des principaux facteurs : épaisseur des pièces, section et longueur du joint soudé, diamètre de l'électrode, nombre de passes, intensité du courant, intensité du soudeur, etc.

L'efficacité des données fondées sur des expériences suffisantes est considérable. Citons à ce propos un exemple qui nous a été communiqué par M. H. Louis.

La poutre dont le croquis figure ci-contre (fig. 21) a été réalisée par assemblage de deux demi-profilés : joint soudé longitudinal et un joint transversal.

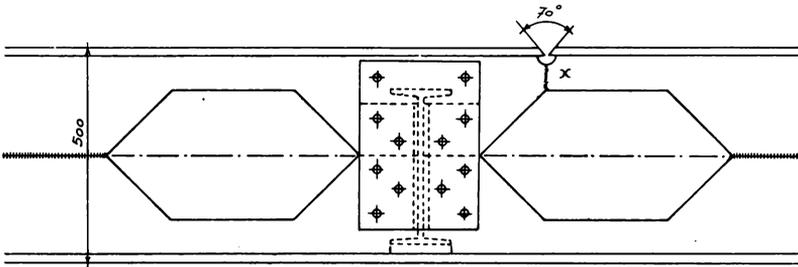


FIG. 21.

Après sa réalisation, de nombreux trous de rivets ont été faits dans l'âme.

Le contrôle radiographique a décelé des défauts tels dans les soudures que celles-ci ont été refusées.

La poutre a été découpée suivant le joint longitudinal et suivant le joint transversal soudés.

Le joint longitudinal a été remplacé par un joint rivé, tandis qu'il était décidé de faire à nouveau un joint transversal soudé.

Par suite de la présence dans l'âme de nombreux trous de rivets, il était indispensable qu'après soudure du joint transversal la poutre ait exactement la même longueur qu'avant découpage des joints soudés défectueux. Une différence de lon-

gueur aurait en effet eu pour résultat la non-coïncidence des trous de rivets de la poutre et des éléments transversaux qui devaient lui être assemblés.

L'âme et la semelle avaient des épaisseurs différentes : l'écartement entre les deux tronçons d'âme et les deux tronçons de semelle a été calculé en tenant compte de la formule du retrait établie au cours des essais (— 18 %).

Cet écartement a été prévu différent pour l'âme et pour la semelle : 2 mm pour la semelle, 3 mm pour l'âme. La soudure était commencée dans la semelle où on a exécuté cinq passes, le retrait de ces cinq passes a diminué l'écartement de 3 mm du chanfrein de l'âme.

Après exécution des soudures, la poutre avait exactement la longueur initiale et les trous de rivets concordaient parfaitement.

Le joint de soudure, en se contractant longitudinalement au refroidissement, en est empêché par les parties plus froides des pièces à assembler, lesquelles sont de ce fait raccourcies. De même, la contraction suivant l'épaisseur du joint est contrariée.

Le retrait suivant l'épaisseur semble peu sensible, d'après quelques essais effectués sur des plats épais. Le retrait longitudinal du cordon de soudure n'est pratiquement pas mesurable, puisque l'état initial n'est pas connu. Il ne se confond pas entièrement avec le retrait des parties voisines du métal de base et il n'y a d'ailleurs moyen d'opérer des mesures qu'à une distance minimum du joint.

En fait, ces phénomènes sont d'un autre ordre de grandeur que le retrait transversal et prennent un autre aspect, qui sera considéré au chapitre suivant, sous la rubrique des effets mécaniques du retrait des soudures.

CHAPITRE II

Effets mécaniques du retrait des soudures. Déformations et tensions

1. Dispositions expérimentales

Le retrait provoque dans les éléments de construction soudés des déformations et des tensions. Nous n'envisageons pas ici les déformations globales, telles que le retrait transversal et le retrait angulaire définis dans le chapitre précédent, mais bien les déformations proportionnelles élémentaires, qui ne sont généralement pas discernables à l'œil nu mais qui n'en existent pas moins au voisinage de tous les joints soudés ne présentant pas d'apparences sensibles de déformation.

Ces déformations ont le caractère des déformations permanentes ou élastiques que subissent les éléments de construction sous l'effet de forces extérieures ; elles sont du même ordre de grandeur et se mesurent donc au moyen d'instruments analogues. Elles varient d'un point à l'autre, comme les déformations mécaniques non homogènes. On les rapporte, comme ces dernières, à la longueur initiale non déformée. Les déformations de retrait sont donc exprimées comme les déformations mécaniques sous forme de contractions ou de dilations spécifiques.

Les déformations dues au retrait sont très hétérogènes. Leur analyse est de ce fait très complexe et exige des mesures en de nombreux points assez rapprochés et sur des bases aussi petites que possible. Nous nous sommes servis du déformètre à lames élastiques et à billes décrit au chapitre précédent, de 20 mm de base de mesure et d'une sensibilité théorique de 1μ , pratiquement de 2μ environ.

Par rapport à la base, une division du cadran correspond à une déformation spécifique de 0,00005 ou 0,005 %.

Cela correspond, en traction simple, à une tension de

1 kg/mm² environ dans l'acier. Cette sensibilité est pratiquement suffisante. Nous pensons qu'il sera possible, en des temps plus favorables, d'obtenir des comparateurs plus sensibles qui permettront la sensibilité de 0,0025 % (0,5 kg/mm²) ou même supérieure et que l'on pourra réaliser même l'appareil avec base de mesure de 10 mm, pour des études plus approfondies.

Dans les essais que nous avons faits jusqu'à présent, eu égard au grand nombre d'éprouvettes, l'analyse n'a pas été aussi poussée, bien qu'elle ait déjà exigé un très grand nombre de lectures par éprouvette.

Les mesures soigneuses exigent des lectures répétées *avant* et *après* soudure. Les résultats sont des différences *relativement petites* entre des lectures *relativement grandes*, ce qui entraîne un grand risque d'imprécision, d'autant plus élevé que le résultat est moins grand par rapport à la sensibilité de l'appareil. Lorsque, ainsi qu'il arrive souvent, les déformations correspondent à un ou deux μ , l'erreur relative peut être très grande et on ne mesure plus qu'un ordre de grandeur. Mais ce résultat suffit en première approximation car des déformations de cet ordre sont pratiquement négligeables.

On s'est servi aussi, pour certaines mesures, du déformètre à base variable (fig. 2), avec la sensibilité de 5 μ . Si l'on mesure sur une base de 48 mm, une division correspond à 0,0001041, soit à peu près une sensibilité moitié moindre que le déformètre à base de 20 mm. Sur 100 mm de base, la sensibilité devient 0,00005.

Le repérage des éprouvettes en vue des mesures est aussi une opération de précision assez longue. Le billage précédé d'un léger forage cylindrique a augmenté à la fois la précision et la rapidité du marquage. Il a permis aussi de rapprocher les repères jusqu'à 17 mm 5 de l'axe de la soudure (fig. 1), les empreintes sphériques restant encore utilisables après déformation.

Avec le microscope, pour lequel la gravure des repères cruciformes était d'ailleurs difficile et peu satisfaisante, on ne s'approchait pas de plus de 22 mm 5 des bords du chanfrein.

Cependant, dans le sens transversal perpendiculaire à la soudure, le milieu de la première base de 20 mm est néanmoins à 27 mm 5 du bord du chanfrein et il n'est pas possible de mesurer la valeur locale de la déformation transversale au contact du joint soudé. Le microscope mesureur a permis d'opérer sur des bases transversales de 10 mm au voisinage

de la soudure et d'obtenir ainsi les valeurs des déformations transversales moyennes à la même distance de l'axe de la soudure, mais la mesure est moins certaine. Pour les déformations

ÉPROUVETTE LIBRE

CHANFREIN en V- ANGLE 70° - $X = 3\text{ mm}$ (plats de 15 mm)

DÉFORMATION dans les PLATS - Face.

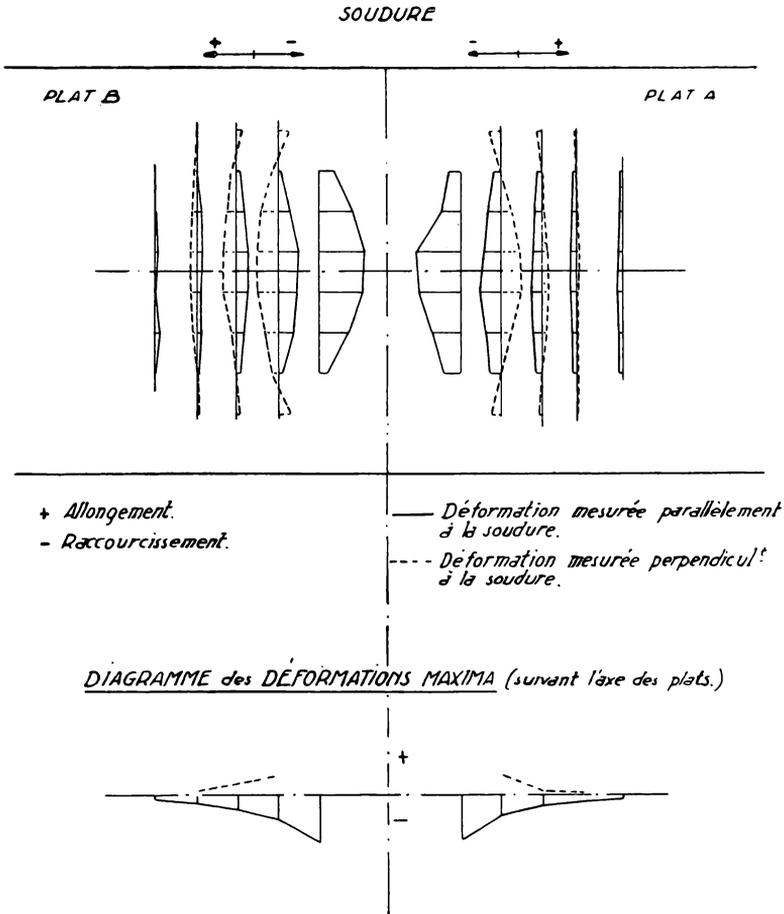


FIG. 22.

longitudinales parallèles au joint soudé, on mesure les valeurs à 17 mm 5 de l'axe de la soudure par le déformètre et à 22 mm 5 par le microscope.

On rapporte les déformations moyennes sur la longueur de la base au point milieu de cette base et on en trace les diagrammes de variation suivant des axes parallèles ou perpen-

ÉPROUVETTE LIÈRE CHANFREIN en V-ANGLE 70° x 3 mm (plats de 15 mm)

DÉFORMATION dans les PLATS - Dos.

SOUDURE.

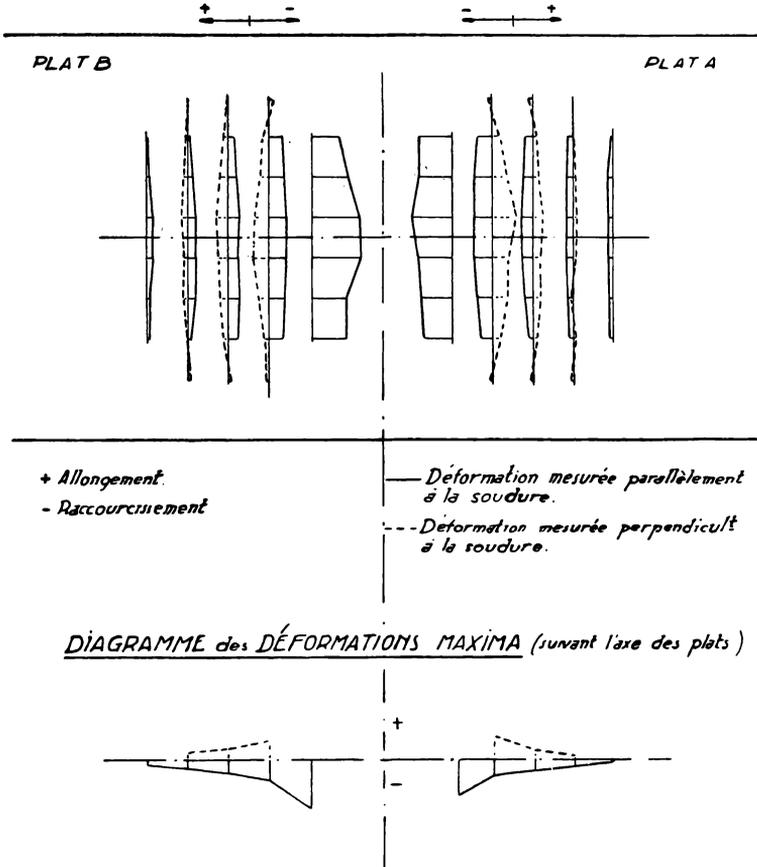


FIG. 23.

diculaires au joint soudé (fig. 22 et 23). Lorsque les diagrammes sont tout à fait continus, il paraît licite d'extrapoler pour les déformations longitudinales jusqu'au bord du chanfrein et même dans la soudure.

Les mesures de déformations, nous l'avons indiqué déjà, exigent des mesures de bases dans l'état initial et dans l'état final. Il en résulte que l'on ne peut pas connaître l'état de déformation des joints soudés, parce que l'état initial n'est pas connu. On ne sait d'ailleurs comment définir l'état initial. Est-ce l'état de fusion, ou plutôt l'état correspondant au commencement de la rigidité (650° - 700° C), ou bien est-ce l'état à la température ambiante qui aurait existé dans une plaque

ÉPROUVETTE LIBRE.

Chanfrein en V. - Angle. 70° . - $x = 3$ m.m. (plat de 15 m.m.)

Déformation dans les plats à mi-longueur du chanfrein.

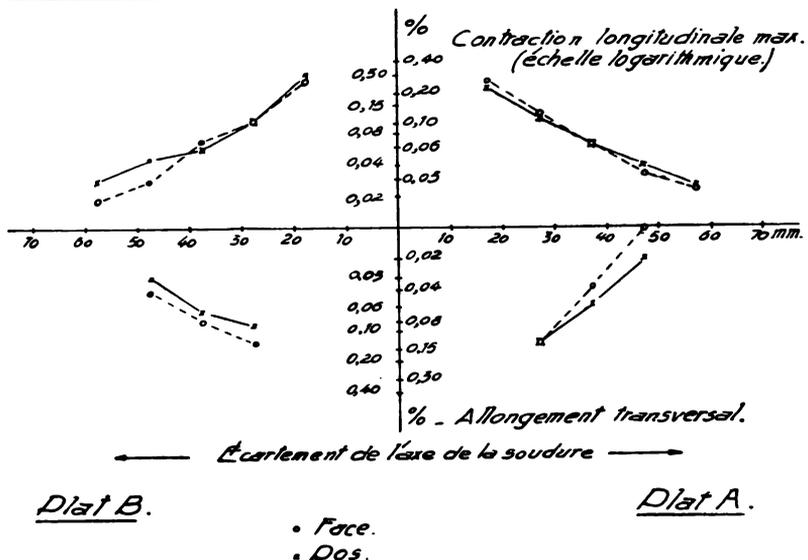


FIG. 24.

continue avant qu'elle ait été soumise à un régime thermique identique à celui qu'a subi l'éprouvette du fait de la soudure. Nous pensons que cette hypothèse est la plus adéquate et elle autorise à extrapoler dans l'intérieur du joint soudé la courbe de variation de la contraction longitudinale suivant la distance à l'axe du joint. Cette manière de procéder a été suivie par H. E. Lance-Martin ⁽¹⁾ dans ses essais sur tôles de 1 mm 8 d'épaisseur.

⁽¹⁾ Scale-model structure tests with particular reference to all-welded plate-girder (The Structural Engineer, Londres, nov. 1938).

Nos mesures de déformations se rapportent donc uniquement aux plats et se décomposent en mesures de *déformations longitudinales*, suivant des bases parallèles aux joints, et des *déformations transversales*, suivant des bases perpendiculaires aux joints.

2. Déformations longitudinales des éprouvettes libres soudées bout à bout

La déformation longitudinale est une contraction maximum au milieu du joint (fig. 22 et 23) et minimum aux bords.

ÉPROUVETTE LIBRE

Chanfrein en X. Angle = 70°. x = 3 mm. (plat de 15 mm.)

Déformation dans les plats à mi-longueur du chanfrein.

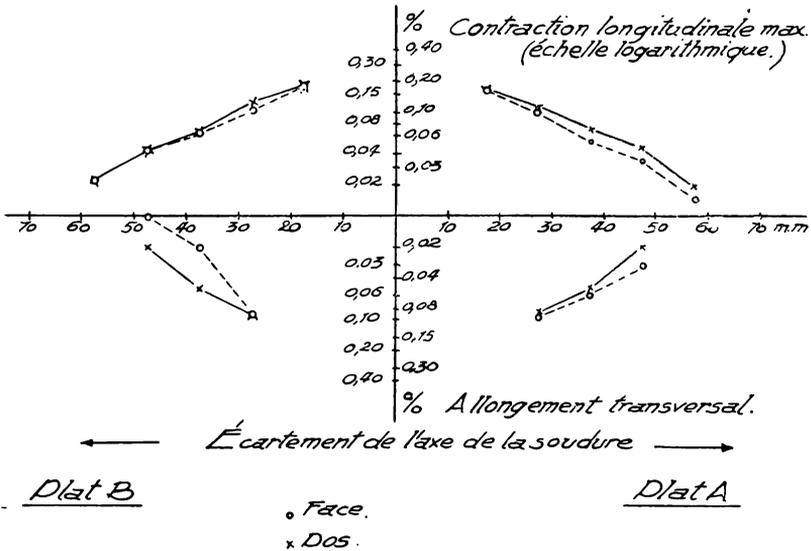


FIG. 25.

Les valeurs diminuent avec la distance au joint soudé ; la décroissance suivant l'axe médian des éprouvettes est d'allure logarithmique (fig. 24 et 25). Pratiquement, ces déformations s'annulent à quelques centimètres des bords des chanfreins. Les valeurs des maxima dans les plats de 14 mm pour des chanfreins en V et en X dans les domaines $\alpha \equiv 60^\circ$ à 90° et $x \equiv 1$ à 4 mm 5 sont comprises entre 0,074 et 0,32 %. Il y a assez

peu d'écart entre le dos et la face. En général, le maximum croît en même temps que la section du chanfrein, mais pas suivant une loi régulière.

Dans la série d'essais sur éprouvettes libres d'épaisseurs variant de 5 à 55 mm et de 150 mm de longueur de joint, il a été constaté que les déformations longitudinales, maxima vont en croissant avec l'épaisseur des plats mais d'une manière insignifiante seulement pour les joints en X,80,3, plus marquée à la face des joints en V,80,3 et très marquée au dos de ces dernières éprouvettes (fig. 26, 27 et 28).

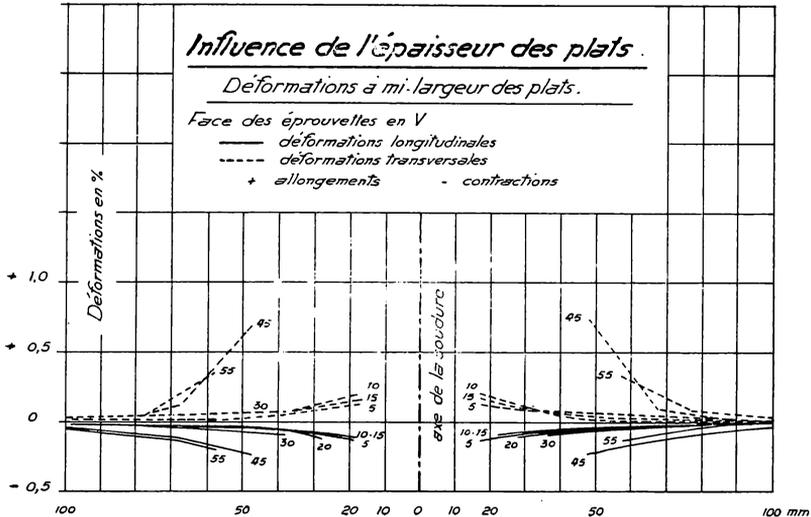


FIG. 26.

D'autre part, on remarque la variation suivante en fonction de l'épaisseur. En s'écartant de l'axe de la soudure on trouve des contractions décroissantes mais qui ne changent pas de sens, d'une manière appréciable avec les instruments de mesure employés, pour les éprouvettes jusqu'à 30 mm d'épaisseur. Pour les éprouvettes de 45 et 55 mm d'épaisseur, au dos des éprouvettes en V et, à un moindre degré, sur les deux faces des éprouvettes en X, la contraction se transforme en un léger allongement à partir d'une distance de 7 à 9 cm de l'axe du joint. Le maximum d'allongement longitudinal est d'ailleurs faible, de 0,05 %. On remarque aussi que pour les épaisseurs jusqu'à 20 mm la contraction longitudinale décroît

invariablement de la ligne axiale vers les bords (fig. 22 et 23). Pour les épaisseurs de 30, 45 et 55 mm, elle décroît de part et d'autre de l'axe, présente deux minima symétriques et augmente vers les bords pour y atteindre des valeurs comparables

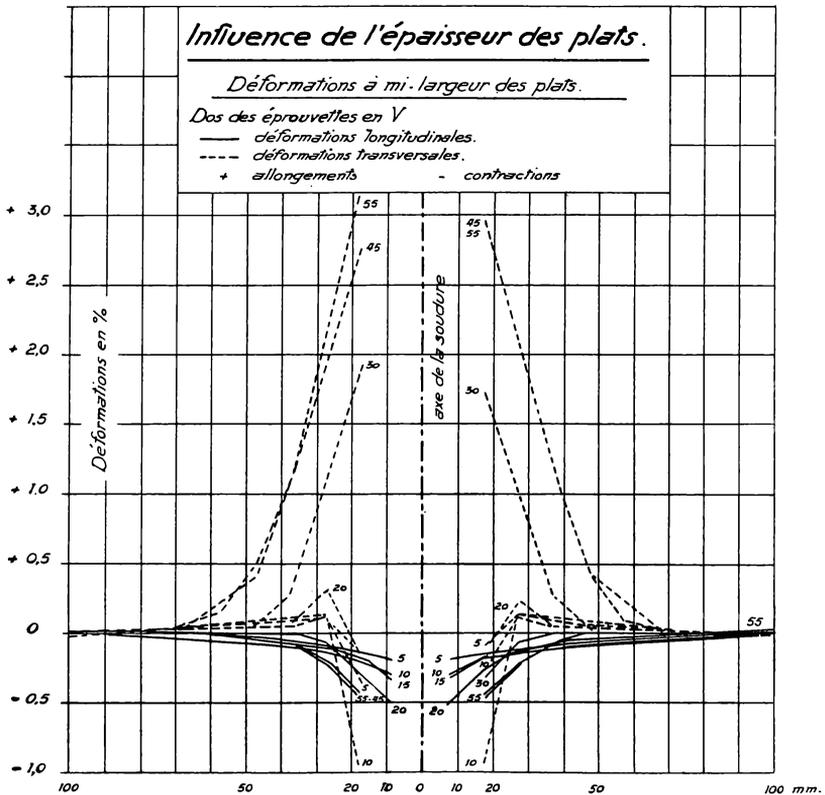


FIG. 27.

au maximum axial. On remarque d'ailleurs que si au dos des éprouvettes de grande épaisseur à chanfreins en V la contraction longitudinale est très grande au voisinage de la soudure, elle est aussi assez irrégulière ; la conduite de l'opération de soudure a certes une grande influence ⁽¹⁾. On trouve des contractions atteignant et dépassant 0,5 %.

⁽¹⁾ Nous avons affaire ici à des éprouvettes soudées avec le plus grand soin de régularité. La répartition des déformations a été généralement symétrique, ce qui est un résultat assez remarquable. Il y a eu

Il est possible qu'au dos des éprouvettes en V, pour les plats d'assez forte épaisseur, la contraction longitudinale maximum atteigne des valeurs de l'ordre de 0,5 % au voisinage immédiat de la soudure. A la face de ces éprouvettes en V et

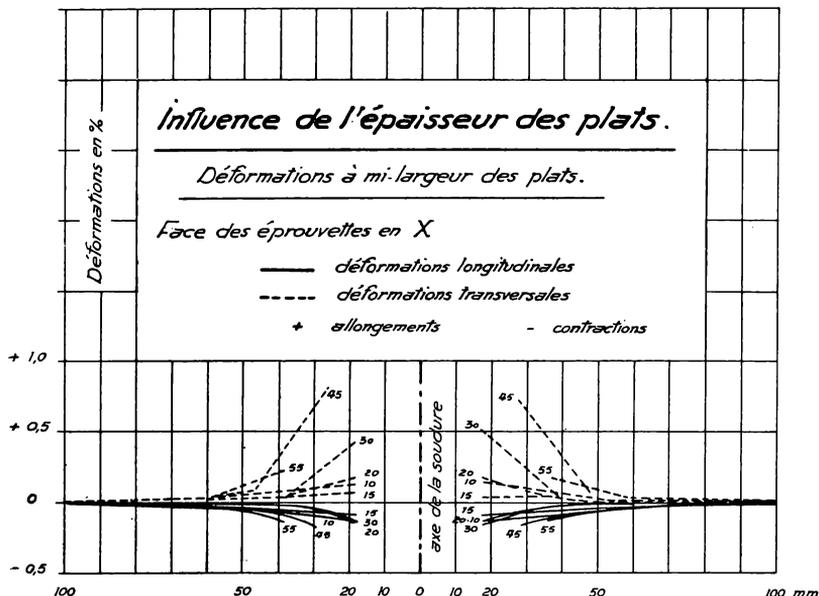


FIG. 28.

aux deux faces des éprouvettes en X, les maxima doivent être moindres (on ne trouve guère plus de 0,2 % sur les éprouvettes en X), mais il faut noter que les faces extérieures des éprouvettes étant seules accessibles, les déformations internes

un petit nombre de cas de dissymétrie caractérisée. En pratique, la conduite de la soudure doit exercer une grande influence sur la répartition. On trouve accidentellement des allongements longitudinaux au voisinage des joints soudés près des bords, pour des plats d'épaisseur moyenne ou faible; ces allongements ont d'ailleurs des valeurs faibles. On ne trouve presque pas de chiffres à ce sujet dans la littérature. Pour des tôles de 7,5 à 12 mm d'épaisseur, Lottmann (1930, cf. Bierett ou Spraragen-Clausen, *op. cit.*) cite des contractions longitudinales de 0,03 %. Bierett envisage jusqu'à 0,10 %. Sarazin relève, pour un joint V,75 de 250 mm de long dans une tôle de 12 mm 5 d'épaisseur, encastree, une contraction longitudinale de 0,47 %, ce qui est beaucoup pour l'épaisseur. Il ne semble pas que l'on ait fait de telles mesures sur de fortes épaisseurs.

ne sont pas mesurables. Il est possible que la contraction longitudinale interne atteigne au niveau du nœud de l'X des valeurs du même ordre qu'aux faces. Pour l'appréciation des

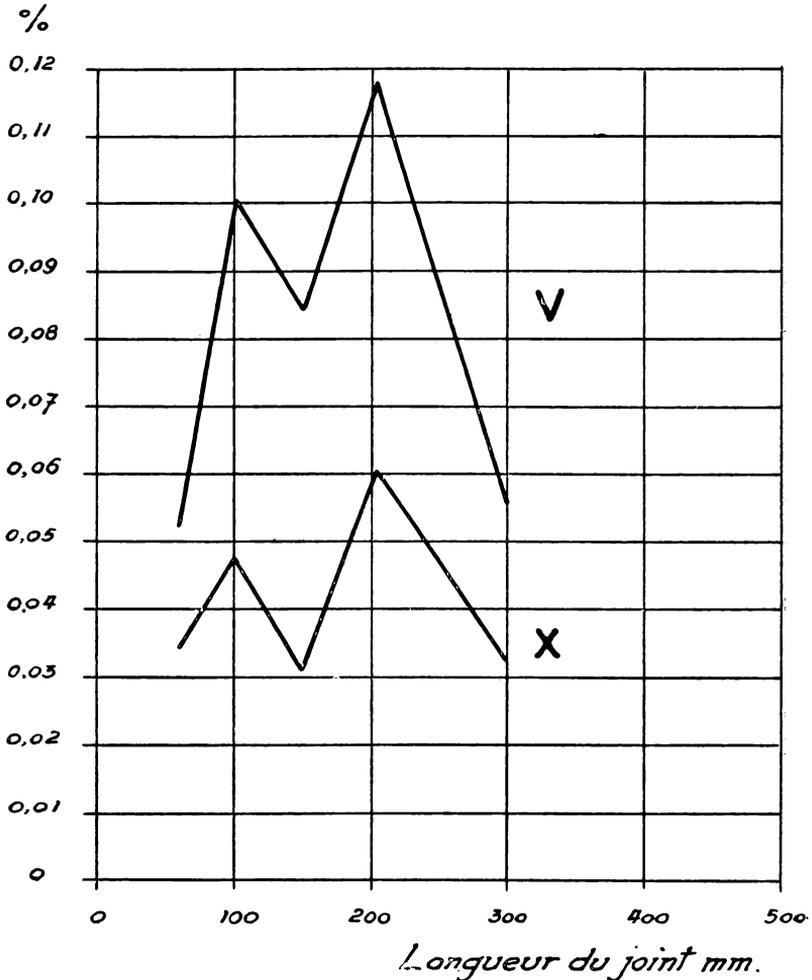


Fig. 29. — Déformation longitudinale à 24 mm de l'axe du joint en % de la base de mesure, multiple de 47 mm.

diagrammes, il ne faut pas perdre de vue que les abscisses sont comptées à partir de l'axe du joint soudé, non à partir des bords des chanfreins respectifs, alors qu'à vrai dire ce sont les distances à ces bords qui doivent influencer les maxima locaux.

Comme point de comparaison, signalons que la déformation correspondant à la limite élastique de l'acier doux est d'environ 0,12 % et que l'allongement du palier d'étirage à la température ordinaire peut atteindre 1 % à 2,5 %. Mais il ne s'agit que de termes de comparaison, car il est certain que la majeure partie de la contraction longitudinale au voisinage immédiat du joint soudé doit se faire au-dessus de 650° C à l'état malléable du métal.

Les déformations longitudinales cumulées donnent la déformation longitudinale sur la longueur de l'éprouvette, exprimée en %. C'est sous cette forme qu'on la considère le plus souvent dans la technique ; c'est sous cette forme qu'elle intéresse le plus directement les constructeurs. On ne trouve guère de renseignements à ce sujet (voir note précédente). Les résultats de quelques mesures relatives à des joints V,80,3 et X,80,3 de 60, 100, 150, 200 et 300 mm de longueur, effectués au moyen de plats de 15 mm d'épaisseur, mesurés à 24 mm de l'axe des joints à mi-épaisseur des tranches, indiquent une variation tout à fait irrégulière avec la longueur et que le retrait proportionnel longitudinal moyen est beaucoup moindre pour les joints en X que pour les joints en V (fig. 29).

3. Déformations transversales des éprouvettes libres soudées bout à bout

Elles sont généralement des allongements dans la partie axiale des plats. Elles s'annulent de part et d'autre de cet axe pour se transformer en contractions sur les bords pour les éprouvettes jusqu'à 20 mm d'épaisseur et de 100 ou 150 mm de longueur de joint (fig. 22 et 23), tandis que pour celles de 30 et davantage (150 mm de longueur de joint), elles restent des allongements sur les bords. Dans ce cas, surtout au dos des éprouvettes en V et sur les deux faces des éprouvettes en X, les diagrammes présentent des minima entre l'axe et les bords.

La variation dans le sens transversal est assez compliquée et suit généralement les lignes suivantes.

Pour les épaisseurs jusqu'à 20 mm, à la face des assemblages en V et aux deux faces des assemblages en X (fig. 26 et 28), l'allongement maximum sur l'axe diminue logarithmiquement d'une manière rapide en s'écartant du joint. Il n'y a pas d'inversion marquée. De même sur les bords, les contractions diminuent en s'éloignant du joint, sans inversion appréciable.

Au dos des soudures en V (fig. 27), on trouve des contractions notables près du joint, sous l'effet du retrait transversal (chap. 1^{er}, § 3) qui produit l'écrasement de l'arête du chanfrein et le refoulement à chaud de la matière voisine.

Ces contractions diminuent rapidement et se transforment en allongements d'abord rapidement croissants, puis décroissants lentement lorsque la distance à l'axe augmente. Le long des bords il y a toujours des contractions rapidement décroissantes lorsqu'on s'éloigne de la soudure (fig. 22 et 23).

Pour les épaisseurs supérieures à 30 mm, sur la face des soudures en V, les déformations transversales sont sur l'axe des plats des allongements décroissant logarithmiquement d'une manière rapide lorsqu'on s'éloigne de la soudure sans inversion marquée (fig. 26). Le long des bords, les allongements sont moins importants, mais moins rapidement décroissants.

Pour le dos des soudures en V, les allongements très élevés près de la soudure décroissent très rapidement et s'inversent ensuite en très faibles contractions (fig. 27). Le long des bords, les valeurs maxima sont presque aussi élevées et il n'y a pas d'inversion.

Pour les soudures en X, aux deux faces, c'est comme au dos des soudures en V mais les allongements maxima sont beaucoup moindres, même inférieurs à ceux des faces des soudures en V. L'inversion est aussi moins marquée qu'au dos des soudures en V (fig. 28).

L'importance des déformations transversales semble dépendre moins de l'épaisseur que celle des déformations longitudinales pour des épaisseurs inférieures à 20 mm ; il n'y a aucune loi apparente de variation, mais les valeurs sont plutôt uniformes (fig. 26 à 28). Au contraire, pour les épaisseurs supérieures à 30 mm, la variation est très accusée surtout pour les joints en V et au dos mais même pour les joints en X. Le retrait angulaire des joints en V, très grand pour les plats de forte épaisseur, influence très défavorablement les déformations transversales ; ce retrait est très indésirable. Pour V,80,3 et $e=30$ mm on a déjà 2 % d'allongement transversal au dos, tandis que pour la même épaisseur avec X,80,3 on ne dépasse pas 0,5 %. Les joints en X donnent des déformations transversales maxima du même ordre que sur la face des joints en V, avec un maximum de 0,75 % pour $e=45$ mm et moins de 0,2 % pour $e < 20$ mm.

Sur les éprouvettes de 45 et 55 mm, on a mesuré les déformations transversales le long des tranches ; ce sont des allongements égaux à ceux des faces sur les arêtes et presque nuls à mi-épaisseur ou même transformés en contractions ($e = 45$ mm $\sqrt{,80,3}$). Près de la soudure, il y a nécessairement contraction ⁽¹⁾ ; donc pour les plats de faible épaisseur il doit y avoir contraction dans toute l'étendue des tranches. Dans les plats épais, la contraction sur l'axe près du joint se transforme en allongement vers les arêtes et sur l'axe en s'écartant du joint. Ces déformations ne sont guère importantes qu'au voisinage des joints.

4. Conclusions au sujet des déformations des éprouvettes libres soudées bout à bout

Les essais mettent en évidence l'existence sur les faces accessibles des plats soudés, au voisinage du joint soudé, de déformations longitudinales et transversales qui, dans des plats expérimentaux soudés avec soin, satisfont généralement à certaines allures de variation, par rapport auxquelles on constate des écarts accidentels caractérisés. Il est très apparent que les conditions individuelles de chaque soudure exercent une influence marquée. Il n'apparaît aucune relation définie entre les valeurs de ces déformations et les sections des joints, largeurs moyennes ou épaisseurs. Les déformations longitudinales paraissent croître modérément avec la section du joint, les déformations transversales en être plutôt indépendantes pour les plats de moins de 20 mm d'épaisseur. La figure 30, relative aux essais de la deuxième série sur plats de 14 mm

⁽¹⁾ Il importe de ne pas perdre de vue que les mesures les plus rapprochées de déformation transversale s'effectuent à 27 mm 5 de l'axe du joint soudé. Or, la contraction transversale très forte du joint soudé est localisée dans son voisinage immédiat. H. E. Lance-Martin (*op. cit.*) a constaté sur des tôles de 1 mm 8 que la contraction très grande à l'axe du joint s'annulait à 17 mm de part et d'autre de celui-ci, puis se transformait en allongements assez faibles, passant par un maximum puis décroissant. Cette allure correspond à certaines courbes de la figure 25. Nous ne pouvons donc pas extrapoler les courbes de variation de la déformation transversale en fonction de la distance à l'axe du joint dans l'étendue de la soudure. Le retrait transversal global, étudié au chapitre premier éclaire sur la question et ce qui précède confirme que, dans les éprouvettes libres, le retrait transversal s'effectue entièrement dans un volume limité étroitement au voisinage de la soudure et est indépendant de la largeur des plats de part et d'autre du joint.

(rapport du 31 décembre 1943) semble justifier ces conclusions. Elle se rapporte aux déformations moyennes longitudinales et transversales mesurées sur des bases de 60 mm indiquées sur la figure. Il est à remarquer que la déformation

Eprouvettes libres - Déformation dans les plats.

- ✦ Déformation longitudinale mesurée sur une base de 60 mm distante de 22,5 mm de l'axe de la soudure.
 - ◊ Déformation transversale à mi-longueur du chanfrein sur une base de 60 mm débutant à 22,5 mm de l'axe de la soudure.
- (Valeurs moyennes des deux faces des deux plats.)

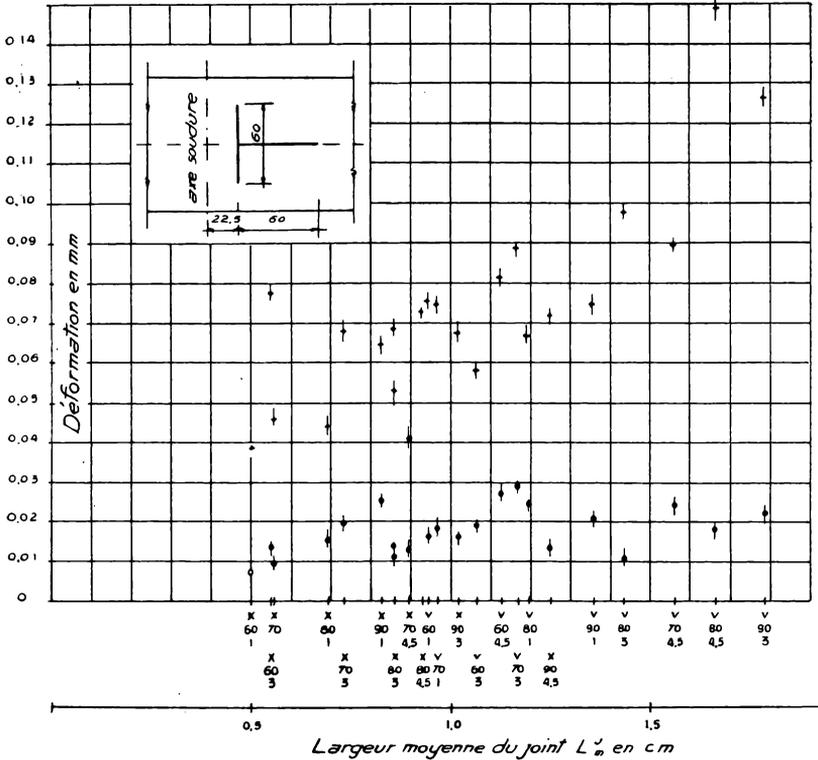


FIG. 30.

transversale est prise de nouveau assez loin de la soudure et que la base longitudinale, invariablement distante de l'axe de la soudure est d'autant plus voisine du bord de la soudure que celle-ci est plus forte.

Pour les très fortes épaisseurs les déformations transver-

sales augmentent considérablement ; le retrait angulaire les influence fortement au dos des soudures en V ; pour les faibles épaisseurs il y a refoulement à chaud des arêtes inférieures des chanfreins des V et assez forte contraction au voisinage.

Il est à noter qu'il n'y a pas de rapports directs entre les déformations et le retrait transversal. Par exemple au chapitre 1^{er}, § 3, on a comparé les retraits transversaux et angulaires de joints V,80,3 et X,80,3 de plats de 14 mm d'épaisseur et de 100 ou 150 mm de largeur. Les retraits des plats de 150 mm de largeur étaient appréciablement plus grands que ceux des plats de 100 mm, surtout pour les joints en X. Les déformations sont par contre sensiblement inférieures ou à peine équivalentes.

Enfin, on ne peut pas déceler de rapports systématiques entre les valeurs des déformations longitudinales et transversales. Près des soudures, ils semblent dépendre surtout de la conduite de la soudure. A une distance suffisante de celle-ci, il semble que les déformations transversales soient toujours de sens inverse aux longitudinales et en soient une fraction qui tend vers la valeur du coefficient de Poisson. Mais, dans ces régions, les deux déformations sont à la limite de sensibilité des appareils et leur rapport est donc très incertain.

Une série d'expériences sur plats de 14 mètres avec électrodes de diamètre variable (voir chap. 1^{er}, § 3) a montré que le diamètre des électrodes n'a guère d'influence appréciable sur les déformations. Il en est de même de l'intensité du courant. L'influence du nombre de passes n'a pas encore été étudiée, non plus que la reprise au dos des joints en V. Des pauses dans l'opération de la soudure avec refroidissement semblent augmenter fortement la contraction longitudinale près du joint, d'autant plus que les refroidissements sont plus prononcés. Au point de vue des déformations, il y a donc intérêt à souder sans interruption importante et sans refroidissement. Au contraire, le préchauffage semble devoir être favorable ; son effet reste à étudier ainsi que ceux de la nature du courant et de la position de soudure.

L'influence de la longueur du joint n'a pas été étudiée systématiquement mais ne paraît pas devoir être défavorable, ainsi qu'il a été indiqué ci-dessus dans la comparaison de joints de même section et de 100 ou 150 mm de longueur. Pour les joints longs, la soudure au pas de pèlerin est à étudier.

5. Déformations des éprouvettes encastées soudées bout à bout (fig. 31 à 36)

L'encastrement a été réalisé dans les conditions indiquées au chapitre 1^{er}. L'étude est seulement entamée ainsi qu'il a été dit. Il n'y a donc pas encore de conclusions formelles, toutefois les expériences faites donnent déjà des indications très nettes. Dans les éprouvettes encastées apparaît un facteur nouveau, celui des déformations d'encastrement.

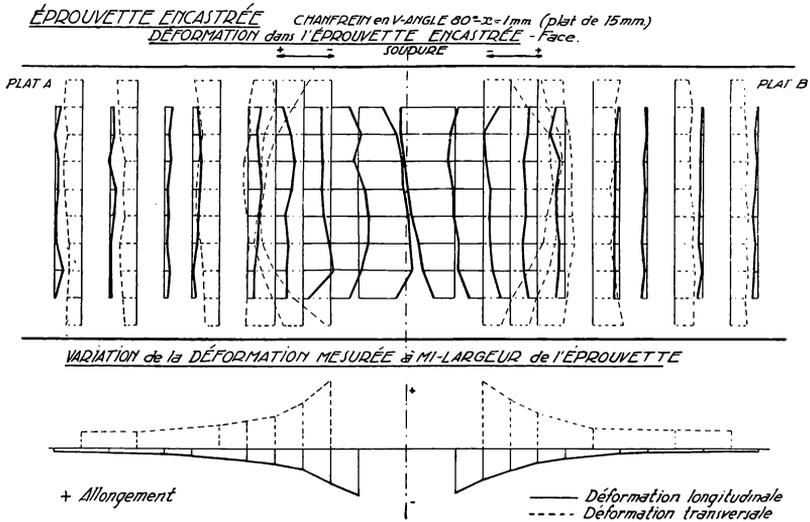


FIG. 31.

Le retrait transversal met l'éprouvette en tension lors du refroidissement. Aux déformations de retrait des éprouvettes libres se superposent les déformations permanentes et élastiques d'encastrement.

Sur les éprouvettes encastées, on mesure les *déformations totales*.

Si on libère les éprouvettes, les *déformations élastiques d'encastrement* disparaissent, on mesure les déformations que nous appellerons *résiduelles* (elles peuvent en fait comporter des parties élastiques, comme les déformations de retrait des éprouvettes libres). Les déformations élastiques sont relativement faibles ; il n'y a donc pas grand écart entre les déformations totales et les déformations résiduelles. Les déformations

élastiques sont très sensiblement uniformes dans toute l'étendue des éprouvettes, mais plus grandes à la face qu'au dos des éprouvettes soudées en V ; pour les X, c'est plutôt l'inverse,

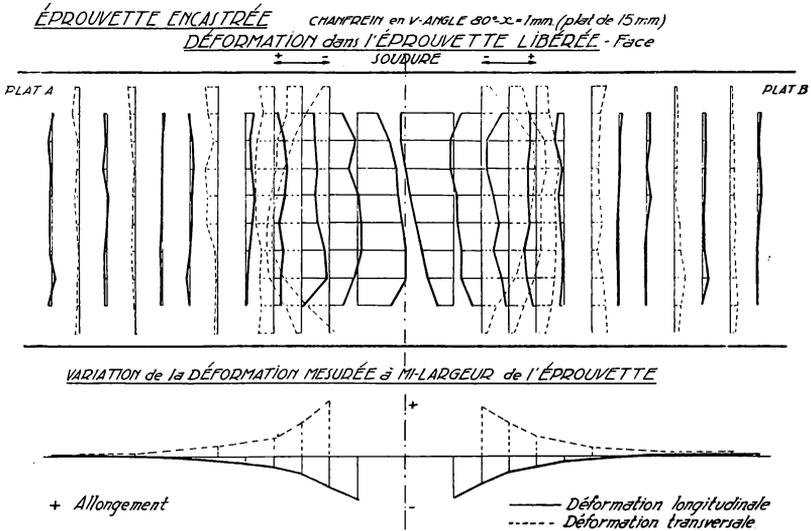


FIG. 32.

mais cela reste à confirmer. Pour les joints de forte section, on trouve une déformation transversale élastique sensiblement constante et égale à 0,11 % environ, correspondant à la limite élastique longitudinale. Pour les joints les plus faibles, on trouve éventuellement moins. La déformation longitudinale élastique est en moyenne le tiers de la transversale.

Dans les éprouvettes encastrées, les déformations transversales sont partout des allongements, en raison des déformations résiduelles et élastiques d'encastrement ; il n'y a pas d'intervention de retrait angulaire. Les maxima se produisent sur l'axe des plats. Les déformations longitudinales sont des contractions maxima sur l'axe également. Elles sont, pour des plats de 14 mm, généralement inférieures aux déformations transversales, surtout pour les grosses soudures. Contrairement à ce qui a été indiqué pour les éprouvettes libres, leurs maximums ne paraissent pas croître aussi fortement avec la section du joint que ceux des déformations transversales. Accidentellement, il y a inversion de signe (allongement) au voi-

sinage des bords près des soudures au dos des joints en V et même sur l'axe à grande distance du joint, mais les valeurs sont très faibles.

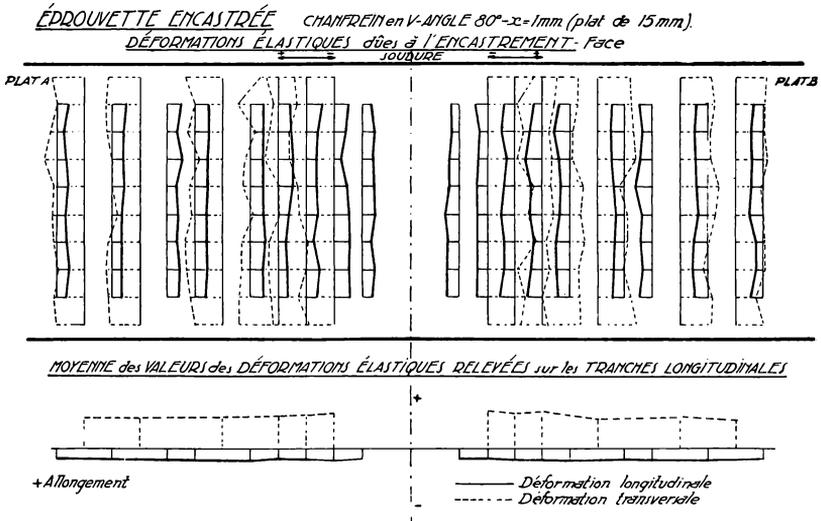


FIG. 33.

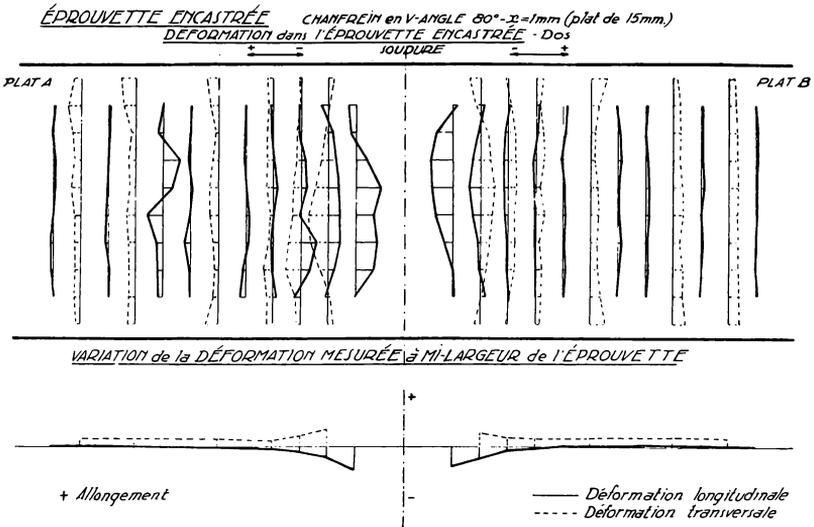


FIG. 34.

Suivant l'axe médian des éprouvettes, les déformations transversales diminuent d'abord rapidement à partir de l'axe du joint pour conserver ensuite une valeur sensiblement constante, égale à la somme des déformations résiduelle et élastique d'encastrement. Il en est de même pour l'allure de variation des maxima des déformations longitudinales.

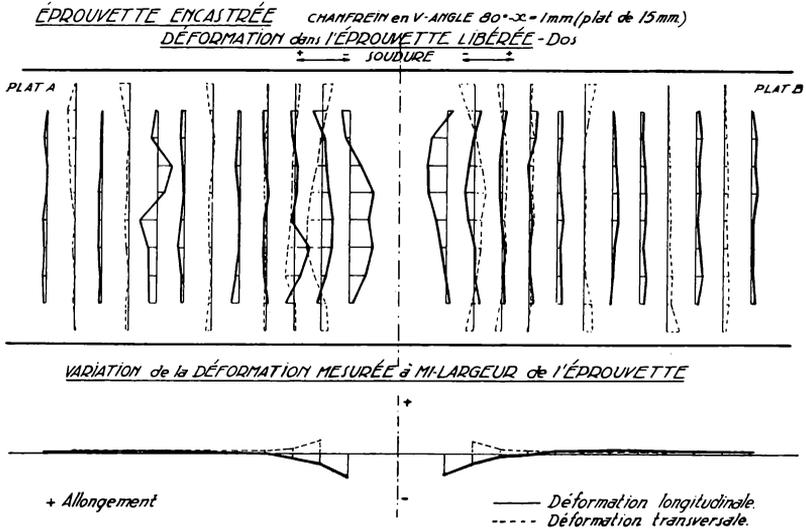


FIG. 35.

Par soustraction des déformations élastiques, on conçoit aisément l'allure des variations des déformations résiduelles dans les plats encastres après libération. Les déformations transversales restent prédominantes et sont toujours des allongements dans la zone voisine de la soudure. Les maxima sur l'axe décroissent d'abord rapidement quand on s'éloigne de la soudure pour tendre rapidement vers la valeur de la déformation résiduelle d'encastrement. Celle-ci n'est positive que pour les très grosses soudures, pour d'autres, elle est nulle ou même négative (contraction) ce qui semble indiquer que la limite élastique n'a guère été atteinte.

Quant aux déformations longitudinales, leurs maxima restent généralement inférieurs à ceux des déformations transversales ou s'en rapprochent. Ce sont des contractions dans la région axiale et au voisinage de la soudure; de faibles allonge-

ments prédominent le long des bords et sur l'axe à quelque distance de la soudure.

Par rapport aux éprouvettes libres correspondantes, les déformations des éprouvettes encastrees ou libérées, tant transversales que longitudinales, sont nettement supérieures et peuvent être égales au double, même au triple de celles des éprouvettes libres pour les grosses soudures en V ou en X. La majoration est moindre pour les faibles soudures. Pour les faibles soudures en V, il arrive que les déformations au dos

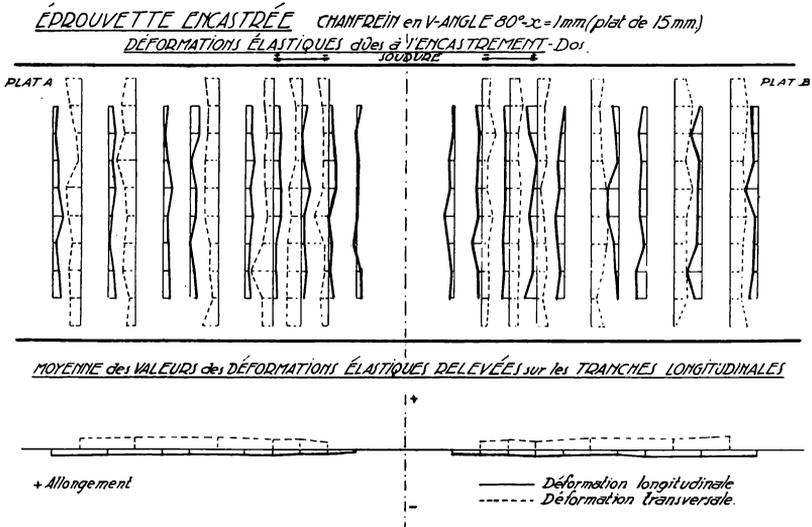


FIG. 36.

des éprouvettes encastrees, surtout après libération, soient inférieures à celles des éprouvettes libres. Cette comparaison demande encore à être perfectionnée, mais la ligne générale indiquée ci-dessus paraît assez pertinente.

A noter la différence assez importante des déformations transversales, tant totales que résiduelles, entre la face et le dos des éprouvettes soudées en V, celles de la face étant nettement plus grandes. Ce phénomène s'exerce dans toute l'étendue de l'éprouvette jusqu'aux encastremets ; il y a donc un glissement dans l'épaisseur de l'éprouvette. Il est très peu sensible pour les joints en X. Il est à rapprocher de la différence systématique du retrait transversal entre la face et le dos des éprouvettes encastrees soudées en V (fig. 16, chap. 1^{er}, § 4).

Ces différences affectent aussi les déformations élastiques des plats soudés en V, ainsi qu'il a été dit plus haut, ce qui provoque une légère déformation angulaire concave vers la face lors de la libération de ces éprouvettes.

L'influence de l'épaisseur n'a pas été étudiée, non plus que celle de la longueur des joints, et celles moins importantes du nombre de passes, du diamètre des électrodes, etc. Ces points seront examinés dans la mesure du possible. Il paraît assez vraisemblable que les expériences correspondantes renforceront la conclusion principale, à savoir que l'encastrement, s'il diminue le retrait, augmente au contraire les déformations et ce dans une plus forte proportion.

Nous n'avons pas connaissance que de semblables conclusions aient déjà été énoncées sur la base d'expériences systématiques. Nous explorons un terrain inconnu sans avoir de résultats antérieurs pour nous guider, mais les conclusions atteintes paraissent déjà bien nettes, même si nos essais demandent encore à être considérablement complétés et perfectionnés ⁽¹⁾.

6. Déformations des éprouvettes libres à soudures d'angle

Ainsi qu'il a été dit au chapitre 1^{er}, l'étude systématique reste à faire de ces éprouvettes, aussi bien libres qu'encastrées. Les quelques essais sommaires que nous avons faits (voir chap. 1^{er}, § 5) ont déjà donné des indications très caractéristiques qui confèrent un grand intérêt à la suite de la recherche.

Dans le cas de l'assemblage de plats de 15 mm \times 100 mm par double couvre-joint avec cordons frontaux, on observe que les déformations longitudinales (contractions) et transversales (les plus grandes sont des allongements) sont, dans les

(¹) Outre les références à la publication de Bierett et à la compilation de W. Spraragen et G. E. Clausen, déjà citées au chap. 1^{er}, nous renvoyons encore à :

W. SPRARAGEN et G. E. CLAUSEN, *Shrinkage stresses in welding. A review of the literature to January 1, 1937* (*The American Welding Society Journal*, Supplement November 1937);

H. E. LANGE-MARTIN, *Residual strains and stresses in arc-welded plates* (*The Welding Industry*, July 1937).

Il n'y a guère d'études sur les déformations. Nous n'en connaissons pas d'expérimentales qui soient systématiques. Dans une matière aussi touffue, nous ne nous embarrassons pas de rechercher et de justifier des priorités de constatations et de conclusions. L'essentiel nous paraît de contribuer le plus possible à débrouiller la question.

plats comme dans les couvre-joints, très concentrées aux environs des cordons. Les ordres de grandeur des maxima sont les mêmes que pour les joints bout à bout libres de très faible section et peu différents pour les deux genres de déformation. L'écartement des plats dans les joints ($x=2$ mm) diminue assez nettement les déformations transversales dans les couvre-

ASSEMBLAGES PAR DOUBLE COUVRE-JOINT AVEC CORDONS FRONTAUX

PLATS DE 100x15 mm. COUVRE-JOINT DE 60x9 CORDONS ISOLÉS DE 9 mm.

DÉFORMATIONS SUR LA TRANCHE A MI-LARGEUR DANS LE SENS DE LA LONGUEUR DES PLATS.

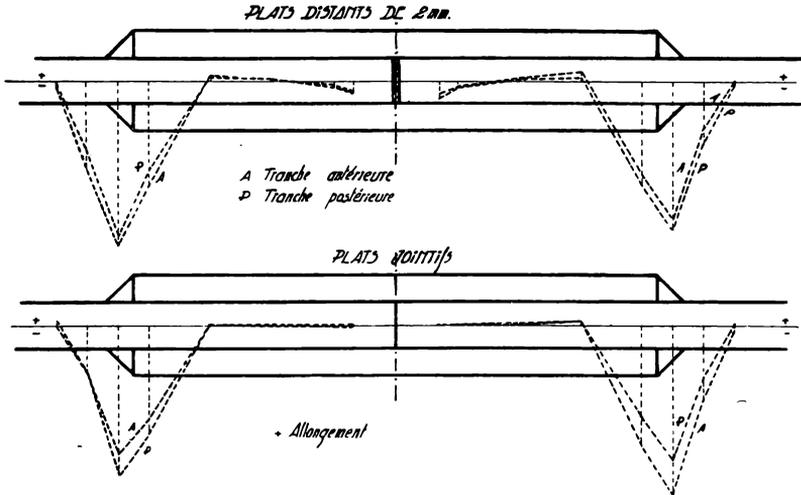


FIG. 37.

joints, notamment les maxima au voisinage des soudures par rapport au cas des plats jointifs ($x=0$).

Mais le phénomène de loin le plus frappant est la forte contraction transversale dans le plat de part et d'autre de chaque double cordon frontal, avec une forte pointe dans l'axe du cordon (fig. 37), de l'ordre de 1,4 %, peu influencée par un jeu entre les plats. Ce point fera l'objet d'un examen approfondi.

Le double couvre-joints à cordons latéraux dénote des déformations longitudinales et transversales dans les couvre-joints inférieures à celles du cas précédent, bien que du même ordre de grandeur et de faibles déformations sur les tranches des plats : contractions sous les cordons, allongements en

dehors (ordre de grandeur $-0,32\%$ et $+0,15\%$). Cet assemblage dénote donc peu de déformations ⁽¹⁾.

L'assemblage orthogonal par double cordon d'angle donne lieu :

1° A des contractions longitudinales sur les faces des ailes et de l'âme, de valeur moyenne ($0,20\%$) près de la soudure et rapidement décroissante, avec la distance ;

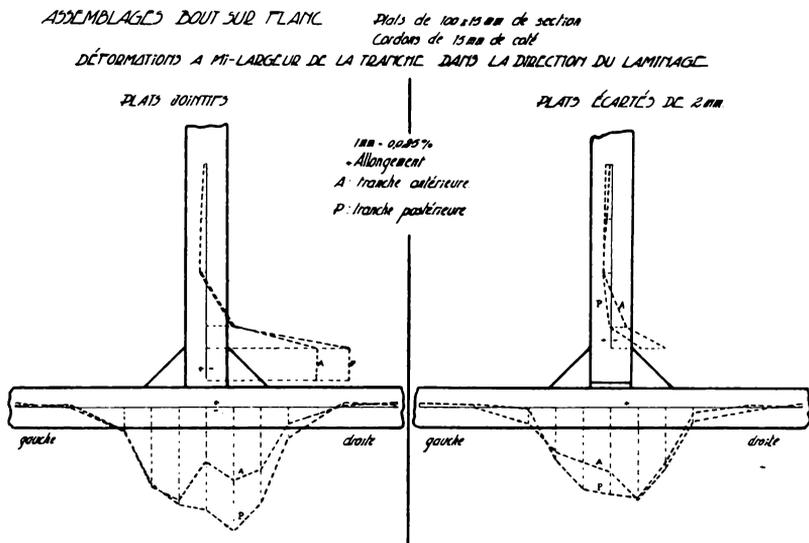


FIG. 38.

2° Au dos des ailes, à une forte contraction longitudinale (jusqu'à $0,6\%$ pour $x=0$) et à un très fort allongement transversal ($>1\%$) dans l'étendue des soudures, dont les valeurs décroissent très rapidement à peu de distance des soudures (fig. 38) ;

3° Sur les tranches, tant de l'âme que des ailes, à de fortes pointes de contraction dans la région des soudures.

L'effet d'un jeu dans le joint atténue les pointes par étalement de maximum et paraît favorable. Ce phénomène de concentration de déformations, comme pour les cordons frontaux, paraît peu connu et sera investigué avec soin.

⁽¹⁾ Voir la remarque au chap. 1^{er}, § 5 B relative à la disposition des cordons latéraux sans interruption au droit du joint du plat central, qui est de nature à majorer les déformations.

7. Tensions directes de soudure

Nous appelons tensions directes de soudure celles qui sont engendrées du seul fait de la soudure dans des éprouvettes par ailleurs libres.

Ces tensions proviennent de déformations plastiques permanentes produites à des températures élevées, auxquelles les tensions d'origine thermique sont supérieures à la limite élastique apparente de l'acier.

Ces tensions thermiques proviennent d'un régime de température varié et variable, qui n'est ni uniforme ni linéaire, et tel que les déformations thermiques correspondantes, supposées libres, ne satisfont pas aux équations de compatibilité des petites déformations. Ces tensions thermiques, qui dépendent de facteurs tels que $\frac{\alpha E}{1 - 2\nu} \cdot \frac{dT}{dx}$, peuvent être élevées dans la soudure parce que les gradients thermiques sont considérables. Comme la limite apparente d'élasticité va sans cesse en diminuant à partir de 250° C pour atteindre une valeur négligeable au delà de 650° C, les tensions thermiques sont automatiquement limitées à de faibles valeurs aux températures élevées, mais nécessairement accompagnées de déformations permanentes plastiques à chaud aux endroits de fortes dilatations thermiques empêchées.

Lors du refroidissement, les éléments déformés ne peuvent reprendre leur place primitive, il subsiste des déformations par rapport à l'état initial. Ces déformations donnent lieu au développement de tensions de retrait parce que, en général, elles ne satisfont pas aux équations de compatibilité. Les tensions de retrait se développent donc au cours du refroidissement. Si leurs valeurs sont grandes, elles sont aussi limitées par la limite élastique qui, cette fois, va croissant avec le refroidissement. Il se produit donc éventuellement de nouvelles déformations permanentes à froid, d'autant plus importantes que les déformations plastiques à chaud ont été plus grandes, c'est-à-dire le régime thermique plus élevé. Il s'y superpose nécessairement des déformations élastiques.

Les déformations dont il a été question dans les paragraphes précédents résultent donc de la combinaison globale des déformations plastiques à chaud, des déformations permanentes lors du refroidissement et des déformations élastiques. Ce sont celles qui ont été mesurées sur les éprouvettes. On

comprend qu'elles dépendent essentiellement de la marche de l'opération de soudure.

Des bases ayant été repérées sur les éprouvettes à l'état initial, si on les mesure dans cet état, après soudure et refroidissement, puis après découpage, la différence entre 2 et 1 donne les déformations totales, dont question aux paragraphes précédents ; la différence entre 3 et 1 les déformations permanentes produites tant à chaud qu'à froid et la différence entre 3 et 2 les déformations élastiques. Ces dernières sont les seules susceptibles de mesure séparée et ce sont les seules qui permettent de calculer des tensions. A distance suffisante de la soudure, elles existent seules, il n'y a pas de déformations permanentes. Dans ce cas seulement, les déformations mesurées comme il est indiqué aux paragraphes précédents, sans découpage, permettent la mesure des tensions. Ce sont généralement les moins intéressantes.

On s'occupe beaucoup des tensions de soudure, mais beaucoup d'incertitudes continuent à régner à ce sujet, faute de connaissances expérimentales systématiques. Il est possible même que certaines données expérimentales ou prétendument telles soient sujettes à caution, soit que l'on puisse supposer que l'on ait confondu déformations et tensions ou que les déterminations des tensions aient été faites par des méthodes ou des instruments inappropriés. Tel est le cas de l'extensomètre à forage de Mathar, dont des tentatives de tarage sur des éprouvettes tendues à des tensions connues nous ont démontré l'imperfection.

Comme pour toutes les mesures de tensions, il n'est possible d'opérer que par la méthode indirecte de mesure des déformations et seulement dans les limites de l'élasticité. Nous avons exposé comment on mesure les déformations ; mais elles ne permettent généralement pas de mesurer les tensions. Les déformations maxima, qui nous intéressent, dépassent souvent les limites de l'élasticité. En outre, la majeure partie ou du moins une partie des déformations permanentes s'est produite au-dessus de 650 C, c'est-à-dire à l'état de malléabilité du métal. On ignore nécessairement le processus exact de déformation. Dès lors, on ne peut rien déduire des déformations au sujet des tensions. Il faut avoir recours aux méthodes qui permettent de déterminer les *tensions propres ou intrinsèques*. On peut employer la méthode destructive du découpage en fragments portant des bases de mesure en surface. On

mesure ces bases avant et après découpage. Les déformations purement élastiques permettent de calculer les tensions libérées moyennes, qui atteignent éventuellement la limite d'élasticité. Cette méthode permet la détermination des déformations élastiques et, par conséquent, celle des tensions *dans le joint soudé même*.

On ne peut opérer que sur les surfaces extérieures ou sur les arêtes. Dans le premier cas, on ne peut mesurer que les déformations dans la surface qui est un plan principal. Soient ε_1 et ε_2 les déformations principales dans ce plan. Alors la troisième, qui lui est normale, vaut $\frac{-\eta}{1-\tau_1}(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)$ ($n_3 = 0$) et l'on a

$$n_1 = \frac{E}{1-\tau_1^2}(\varepsilon_1 + \tau_1\varepsilon_2), n_2 = \frac{E}{1-\tau_1^2}(\varepsilon_2 + \tau_1\varepsilon_1).$$

Les mêmes relations s'appliquent à deux tensions normales et à deux déformations orthogonales quelconques, non principales. On peut procéder à deux mesures, par exemple, parallèlement et perpendiculairement à une soudure. Si l'on ne connaît pas les directions principales, pour les déterminer, il faut trois et de préférence quatre mesures de déformations par point.

Suivant l'arête

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = -\tau_1\varepsilon_1 \quad \text{et} \quad n_1 = E\varepsilon_1 (n_2 = 0, n_3 = 0);$$

une mesure de déformation suffit.

Comme il ne s'agit pas de tension simple, la limite élastique doit ici s'entendre par la condition

$$\sqrt{n_1^2 - n_1n_2 + n_2^2} = Re.$$

On peut envisager la mesure des tensions par la méthode de la diffraction des rayons X. Nous ne pensons pas qu'elle soit plus expéditive ni plus précise que la précédente, surtout lorsque les limites de l'élasticité sont dépassées dans les déformations. Il n'est guère fait état avec assurance de mesures efficaces et effectives de ce genre.

On trouve dans beaucoup d'ouvrages et de publications des formes de diagrammes de variation de tensions au voisinage des soudures, plus ou moins fondés sur des théories mathématiques idéalisées. Nos courbes de déformation ont montré combien des soudures, même de laboratoire, sont au point de vue des déformations influencées par la conduite de l'opéra-

tion. De telle sorte que les allures de ces courbes doivent être considérées comme des moyennes plus ou moins probables et elles sont certes impropres à faire connaître les grandeurs ou même l'ordre de grandeur des tensions. Il faut donc attendre les résultats de plus de mesures de tensions et pour cela, il faudra du temps.

Une des meilleures études sur les tensions directes de soudure est celle de H. E. Lance Martin (*The Structural Engineer*, nov. 1938, *op. cit.*). Elle concerne des soudures bout à bout, par un cordon unique, de tôles minces de 0,072 pouce = 1 mm 8. Les tensions ont été déterminées par la méthode du découpage jusqu'à très grande proximité du joint. Les déformations longitudinales sont des contractions jusqu'à 6,5 à 7,5 cm à partir du joint soudé (axe), puis deviennent des allongements assez faibles. La traction longitudinale dans la soudure (extrapolée) atteint 30 kg/mm². Dans la tôle, au voisinage du joint et de part et d'autre, on a mesuré des tensions longitudinales atteignant jusqu'à 20 kg/mm². Plus loin, il y a des compressions dont le maximum atteint 10 kg/mm². Les compressions transversales près du joint ne dépassent pas 5 kg/mm² et les tractions transversales maxima, à plus grande distance du joint, ne dépassent pas la moitié de cette valeur.

De quadruples cordons d'angle, fixant de doubles raidisseurs transversaux écartés de 23 cm, développent à une distance de 10 cm environ du joint des tensions longitudinales négligeables, des compressions transversales inférieures à 8 kg/mm² et des tractions transversales sur les bords de près de 16 kg/mm². Elles correspondent à un état élastique et sont donc déduites directement des déformations mesurées, sans découpage. Les faibles allongements longitudinaux dans l'axe deviennent des contractions aux bords et de faibles contractions transversales à l'axe deviennent des allongements aux bords. Près des soudures, il y a de fortes contractions transversales et longitudinales jusqu'aux bords.

Ces expériences concernent des cas relativement simples et ne permettent pas de report au cas des tôles et des soudures épaisses. Dans ces cas, les effets des cordons de soudure successifs doivent se combiner d'une manière qui résulte du jeu complexe des déformations permanentes et élastiques, qui a été exposé précédemment et qui échappe à l'analyse.

Il n'y a dès lors d'autre recours que l'expérience, dans les

conditions très limitées indiquées ci-dessus. Nous n'avons pas entrepris jusqu'à présent de déterminer systématiquement les tensions directes de soudure dans nos éprouvettes. Nous pourrions le faire quand nous voudrions, mais avant d'entreprendre un travail considérable, il est utile de procéder à quelques essais préalables pour se rendre compte des chances de succès.

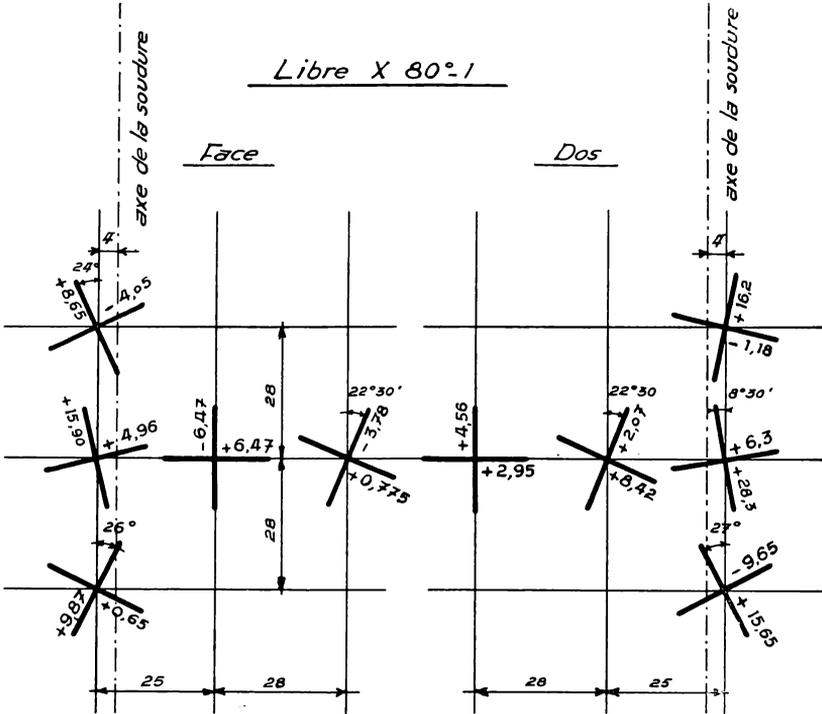


FIG. 39.

Ces essais ont été effectués sur les éprouvettes libres V,90,4,5 et X,80,1, ainsi que sur les éprouvettes encastées V,80,3 et X,80,3, de 100 mm de longueur de joint et d'épaisseurs respectives 13, 12, 15 et 13 mm. Les résultats sont reproduits aux figures 39 à 44. Ils ne mettent en évidence aucune allure régulière de variation des grandeurs et des directions des tensions principales de soudure. Ils établissent qu'il n'y a pas de relation apparente entre ces tensions et les déformations de retrait définies aux paragraphes précédents. On ne constate d'allure de variation régulière que pour les tensions

transversales sur les tranches, à mi-épaisseur, qui sont des compressions, maxima au droit des soudures. Cette circonstance est assez favorable à la sécurité des tranches dans le cas de sollicitation de traction, généralement le plus dangereux. L'ordre de grandeur du maximum est assez peu variable, de $20 \text{ kg/mm}^2 \pm 20 \%$.

Dans les faces des éprouvettes libres, les plus fortes ten-

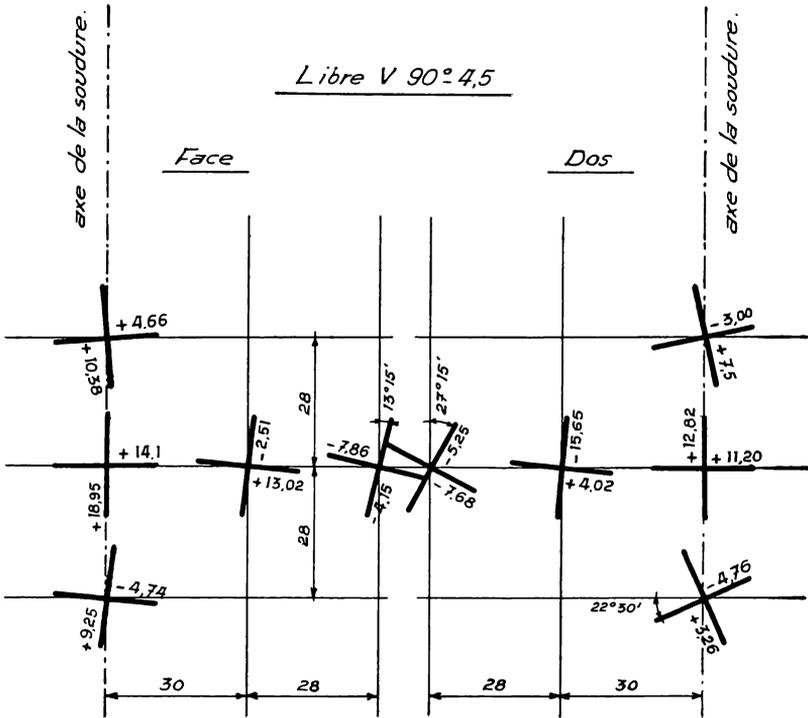


FIG. 40.

sions de traction longitudinales sont au milieu de l'axe de la soudure. L'ordre de grandeur varie de 12 à 28 kg/mm^2 . Les zones de fortes tractions longitudinales paraissent assez limitées. La plus forte valeur correspond à l'éprouvette libre X,80,1, dont les retraites et déformations sont faibles. Les tensions de traction transversales sur l'axe transversal de l'éprouvette sont maxima tantôt sur l'axe de la soudure, tantôt à quelque distance (25 mm). L'ordre de grandeur est inférieur à celui du maximum de tension longitudinale et ne dépasse pas 15 kg/mm^2 .

Une détermination unique plus ancienne, par un autre expérimentateur, au point central d'une soudure d'une éprouvette libre du même type, avait indiqué l'ordre de grandeur de 20 kg/mm² pour la plus grande tension longitudinale et de 15 kg/mm² pour la plus grande tension transversale.

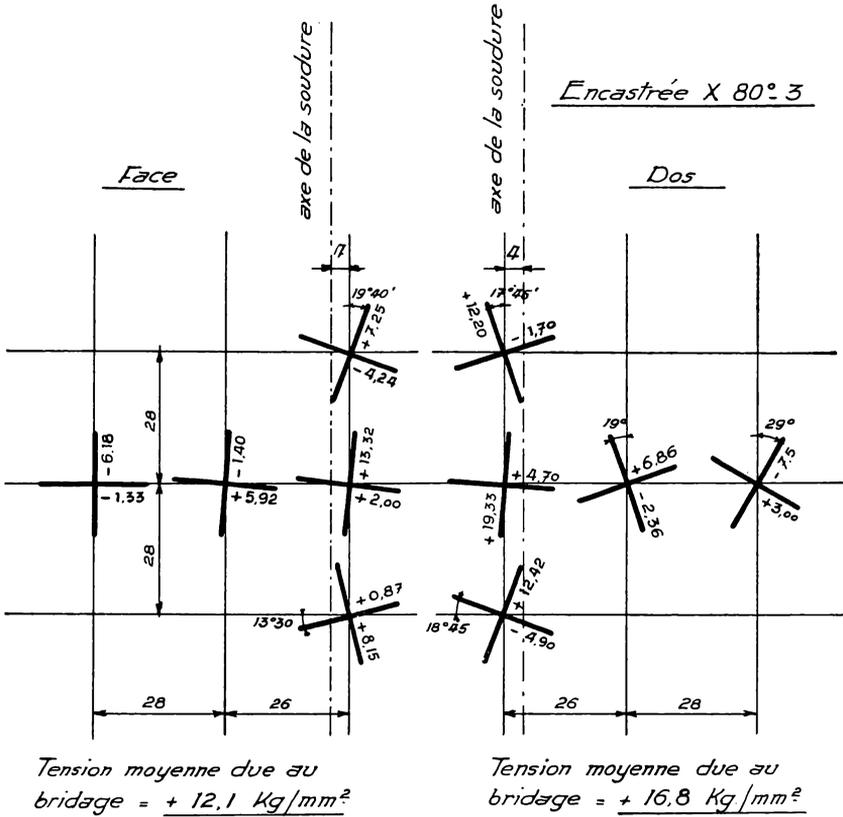


FIG. 41.

Une autre détermination sur deux éprouvettes courtes V,90,3 et X,60,3, de la première série d'expériences (rapport de 1938), avait indiqué des résultats plus aberrants que ceux représentés aux figures 39 à 44, avec des tensions maxima sensiblement plus faibles (tensions maxima longitudinales 10,5 kg/mm² pour V,90,3 ; 11,2 kg/mm² pour X,60,3 ; transversalement environ 6 kg/mm² pour les deux éprouvettes).

Pour les éprouvettes encastrées libérées, lorsque la tension moyenne due à l'encastrement est relativement faible (14,45 kg/mm² pour l'éprouvette X,80,3) on remarque que les tensions maxima longitudinales des éprouvettes libérées sont du même ordre de grandeur que pour les éprouvettes libres; les tensions maxima transversales également, mais plus faibles cependant. Si la tension moyenne indirecte d'encastre-

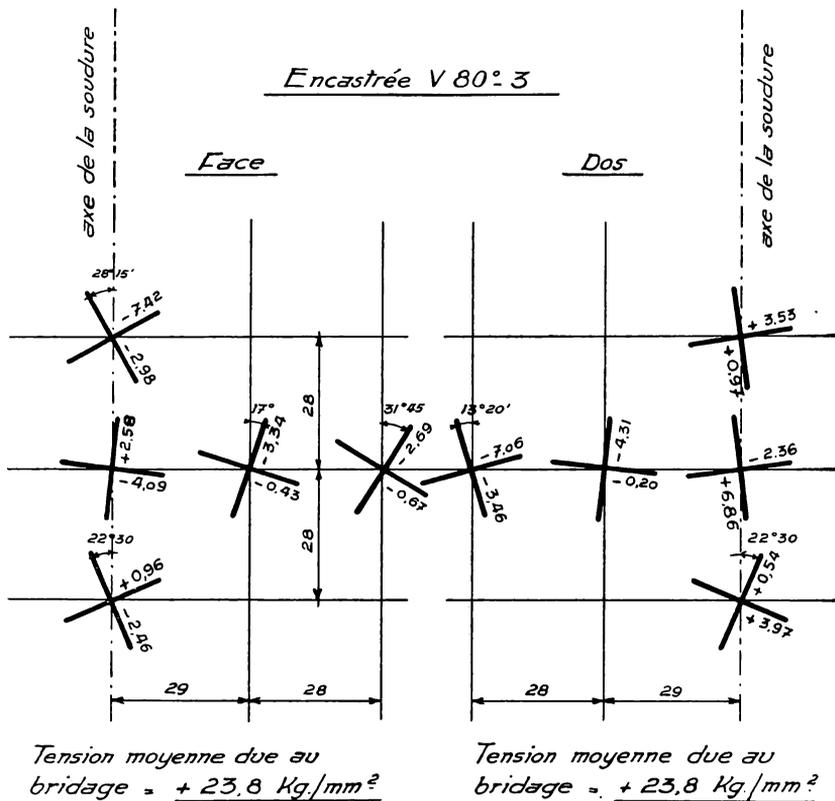


FIG. 42.

ment est élevée (23,8 kg/mm² pour l'éprouvette V,80,3), ces tensions sont considérablement réduites et les tensions transversales sont même inversées de signe.

Dans les deux cas, les tensions transversales maxima totales sont plus grandes dans les éprouvettes encastrées que dans les éprouvettes libres, tandis que les tensions longitudinales

maxima sont du même ordre dans le premier cas et sensiblement plus réduites dans le deuxième.

Quant aux tensions transversales sur les tranches, elles sont du même ordre de grandeur pour les éprouvettes encastrees libérées que pour les éprouvettes libres et toujours des compressions. Mais on remarque que pour l'éprouvette X,80,3

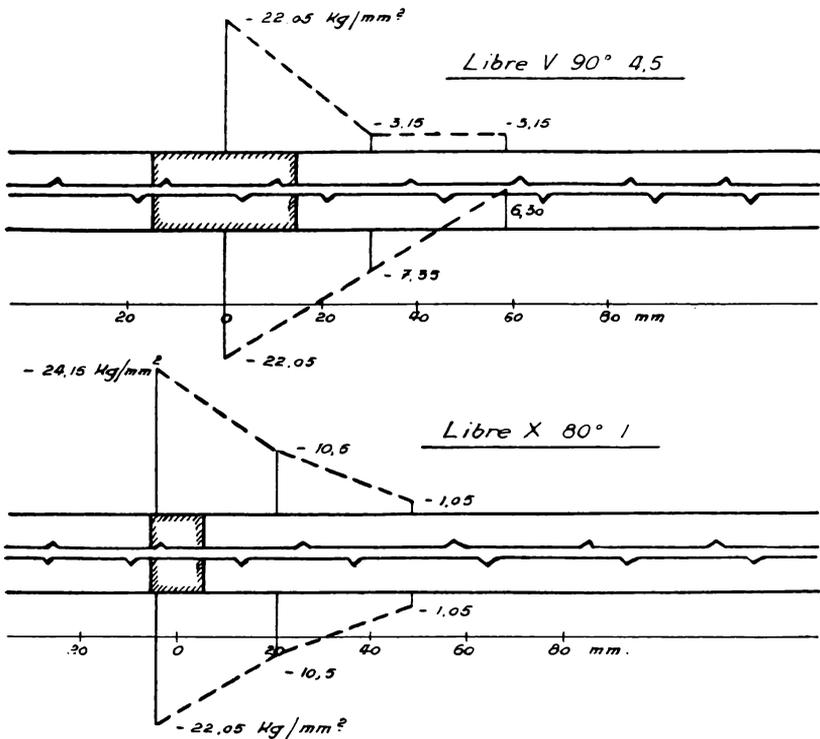


FIG. 43. — Tensions sur les tranches.

encastree, la tension transversale totale sur la tranche est, à l'axe de la soudure, une compression de l'ordre de 10 à 12 kg/mm^2 , qui s'annule à environ 25 mm de cet axe pour se transformer ensuite en traction rapidement croissante. Pour l'éprouvette V,80,3 encastree, il y a partout traction sur les tranches, avec une valeur maximum de l'ordre de 5 à 8 kg/mm^2 à l'axe de la soudure. Il s'agit des tensions moyennes sur des bases de 2 cm, dont le point envisagé occupe le milieu ;

il se peut que les valeurs locales diffèrent de ces moyennes, qui ne fixent que des ordres de grandeur.

Des résultats aussi peu réguliers, bien que déjà relativement nombreux, éveillent peu d'espoir de pouvoir établir statistiquement les lois relatives à l'influence des divers facteurs sur les tensions directes de soudure et ne permettent d'accorder aux considérations théoriques élémentaires sur ce

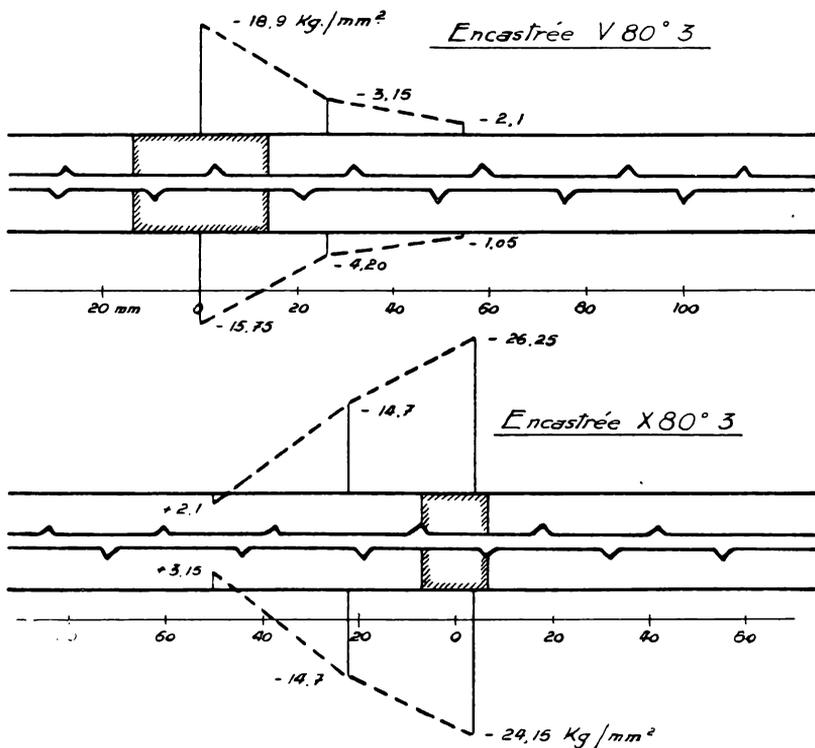


FIG. 44. — Tensions sur les tranches.

sujet qu'une portée vaguement qualitative. Le fait le plus frappant est peut-être que les plus grandes valeurs des tensions indiquées ci-dessus pour des tôles de 12 à 15 mm ne sont pas supérieures mais de grandeurs voisines et plutôt inférieures à celles trouvées dans les tôles de 1 mm 8 assemblées par un cordon unique. Dans le sens longitudinal, elles confinent à la limite de l'élasticité pour les éprouvettes libres. Pour les

éprouvettes encastrées, cette limite est atteinte dans le sens transversal sous l'effet des tensions d'encastrement.

Nous n'avons pas encore procédé à la détermination de tensions directes de soudure sur des assemblages à cordons d'angle.

8. Tensions indirectes de soudure ou d'encastrement ou de montage

A. JOINTS SOUDÉS BOUT À BOUT

Les éprouvettes encastrées révèlent l'existence de tensions générales, affectant les pièces dans toute leur étendue d'une manière pratiquement uniforme et pas seulement dans le voisinage des soudures. Elles se manifestent lors de la libération des éprouvettes par des déformations élastiques qui entraînent une diminution des déformations élémentaires totales mais une augmentation du retrait transversal, éventuellement la production d'un retrait angulaire. En première approximation, on peut interpréter l'expérience comme suit. On a mesuré sur les éprouvettes libres le retrait transversal. Supposons la même éprouvette empêchée de varier de longueur. Par rapport à l'état libre après retrait, l'éprouvette encastrée sera allongée, ce qui y fera naître des tensions. Si l'allongement spécifique $\frac{\rho_m}{l}$ est $< \frac{Re}{E}$, la tension $\frac{\rho_m E}{l}$ est $< Re$ et il ne subsistera pas de déformations d'encastrement après libération. Sinon, la limite élastique étant dépassée, il se produira des déformations permanentes et la tension sera égale à Re . Elle disparaîtra par libération de l'éprouvette, l'éprouvette libérée se raccourcira de $\frac{Rel}{E}$, mais une certaine déformation permanente d'allongement général subsistera.

En réalité, le phénomène est plus complexe parce que le processus de déformation se passe en majeure partie à des températures élevées, même au-dessus de la température de 650° C au delà de laquelle la limite apparente d'élasticité est évanouissante (acier à l'état de plasticité ou de malléabilité). Il a été établi au chapitre 1^{er}, § 4, que le retrait transversal est moindre dans les éprouvettes encastrées que dans les éprouvettes libres, ce d'autant plus que sa valeur est plus grande. Or, le refroidissement des éprouvettes encastrées s'effectue sous tension croissante, ce qui entraîne des déformations perma-

nelles d'allongement à température relativement élevée et diminue nécessairement le retrait.

Le processus est le suivant ; il est classique. Supposons qu'une éprouvette, dont les extrémités seraient encastrées d'une manière parfaite et indépendante de la température, soit entièrement portée à une température supérieure à 650°C . Son allongement suivant la courbe de la dilatation thermique va entièrement se transformer en écrasement plastique.

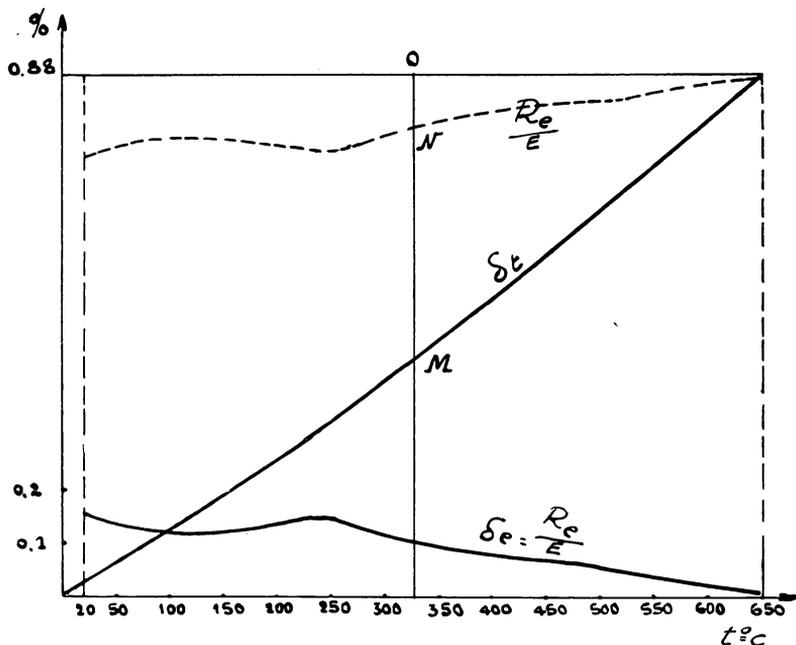


FIG. 45.

Au refroidissement, à partir de 650°C et au-dessous, l'éprouvette va tendre à se contracter et en sera empêchée ; elle subira des allongements qui y engendreront des tensions qui seront limitées, à chaque état de température, à la limite apparente d'élasticité correspondante (fig. 45). Si nous rapportons la courbe des $\frac{R_e}{E}$ à l'horizontale de dilatation à 650°C ⁽¹⁾,

⁽¹⁾ Pour les valeurs de R_e et de E aux températures élevées, cf. M. Roš et A. EICHINGER, *Festigkeitseigenschaften der Stähle bei hohen*

pour chaque température, MN représente la déformation permanente et NO la déformation élastique. La limite élastique sera donc sûrement atteinte après refroidissement. Si on libère ensuite l'éprouvette, elle se raccourcira de $\frac{Rel}{E}$.

Toute l'éprouvette n'est pas portée à plus de 650° C, il n'y

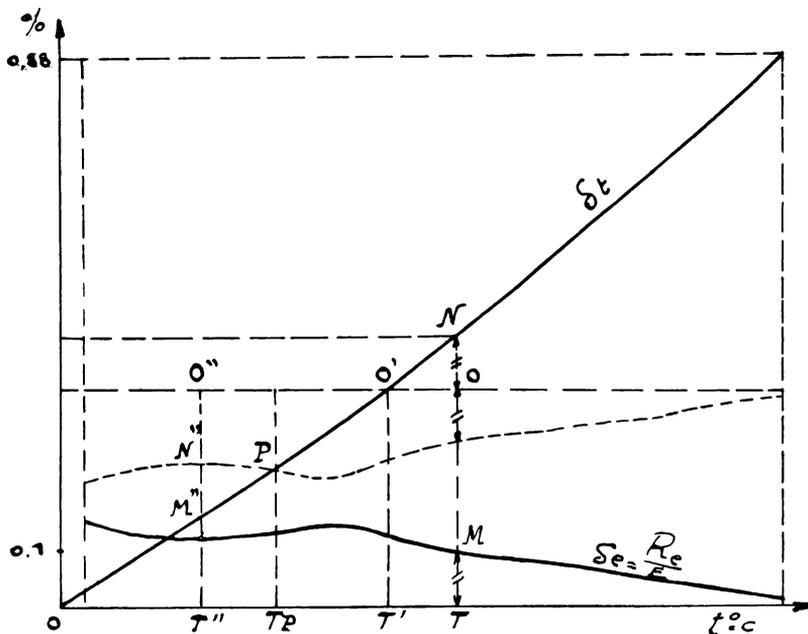


FIG. 46.

a que la partie voisine de la soudure. On peut par approximation raisonner sur une température moyenne uniforme, d'autant plus basse que l'éprouvette est plus grande et l'apport de chaleur moindre (joint de section plus faible). Soit T cette

Temperaturen (Diskussionsbericht n° 87, E. M. P. A., Zurich, avril 1934).

Voir aussi A. MARTENS, *Einfluss der Wärme auf die Festigkeitseigenschaften des Eisens* (Mitt. aus d. Königl. techn. Versuchsanstalt, VIII, 1890), cité par G. GRÜNING, *Die Schrumpfspannungen beim Schweißen* (Stahlbau, 6 juillet 1934).

Pour les dilatations thermiques, voir notamment les travaux du Centre belge pour l'étude du comportement des métaux aux températures élevées.

température moyenne maximum. Au réchauffage, l'éprouvette subit une déformation permanente MN et une compression élastique MT. Au refroidissement, l'éprouvette se contracte d'abord élastiquement jusqu'à la température T' (fig. 46) ($NO = MT$), en ce point elle est sans tension. Puis elle continue à se contracter élastiquement jusqu'en P, où elle atteint la limite élastique pour la température correspondante T_r . Pour une température inférieure T'', la déformation élastique est O''N'', la déformation permanente N''M''. A la température ordinaire, l'éprouvette est soumise à une tension égale à la limite élastique et se raccourcit de $\frac{Rel}{E}$ en cas de libération.

Les déformations permanentes ne seront pas uniformément réparties, mais plus localisées dans les parties qui ont été portées à haute température, où se sont produites les déformations plastiques à chaud.

Il existe une température moyenne maximum \mathcal{C} en dessous de laquelle, bien qu'il se produise des déformations plastiques à chaud, la tension résiduelle sera inférieure à R_e et le raccourcissement de la pièce après libération inférieure à $\frac{Rel}{E}$ (fig. 47). Enfin si la température moyenne était inférieure à \mathcal{C}' , il n'y aurait pas de déformation plastique à chaud, pas de tension résiduelle au refroidissement et pas de contraction à la libération. Cependant, cette dernière conception n'est pas compatible avec l'élévation d'une partie de la pièce à une température supérieure à 650° C, ou une compression plastique est inévitable et partant aussi une traction résiduelle au refroidissement, mais inférieure à R_e .

L'hypothèse d'une température moyenne uniforme lorsqu'une partie seulement de la pièce est portée à température élevée est d'autant moins pertinente que l'écart entre cette moyenne et la température extrême est plus élevé, c'est-à-dire que la partie chauffée de la pièce est relativement plus petite, la température extrême restant toujours du même ordre de grandeur. Dans le dernier cas, après libération, il n'y aura de déformations permanentes qu'au voisinage immédiat de la soudure, comme dans une éprouvette libre, mais différant éventuellement de ce qu'elles auraient été dans une éprouvette libre, notamment par l'empêchement de retrait angulaire.

Soit l la longueur de la pièce encastree. Soit $\Delta\lambda$ le retrait transversal mesuré sur une longueur λ . L'allongement spé-

cifique de la pièce est $\frac{\Delta\lambda}{l-\lambda}$. Si $\frac{\Delta\lambda}{l-\lambda} < \frac{Re}{E}$, la tension d'encastrement est $\frac{E\Delta\lambda}{l-\lambda} < Re$, sinon elle est Re . Elle a le caractère d'une tension uniaxe.

Par millimètre de retrait, on a

$$\frac{2100000 \times 0,1}{(l-\lambda) \text{ cm}} = \frac{210000}{(l-\lambda) \text{ cm}}.$$

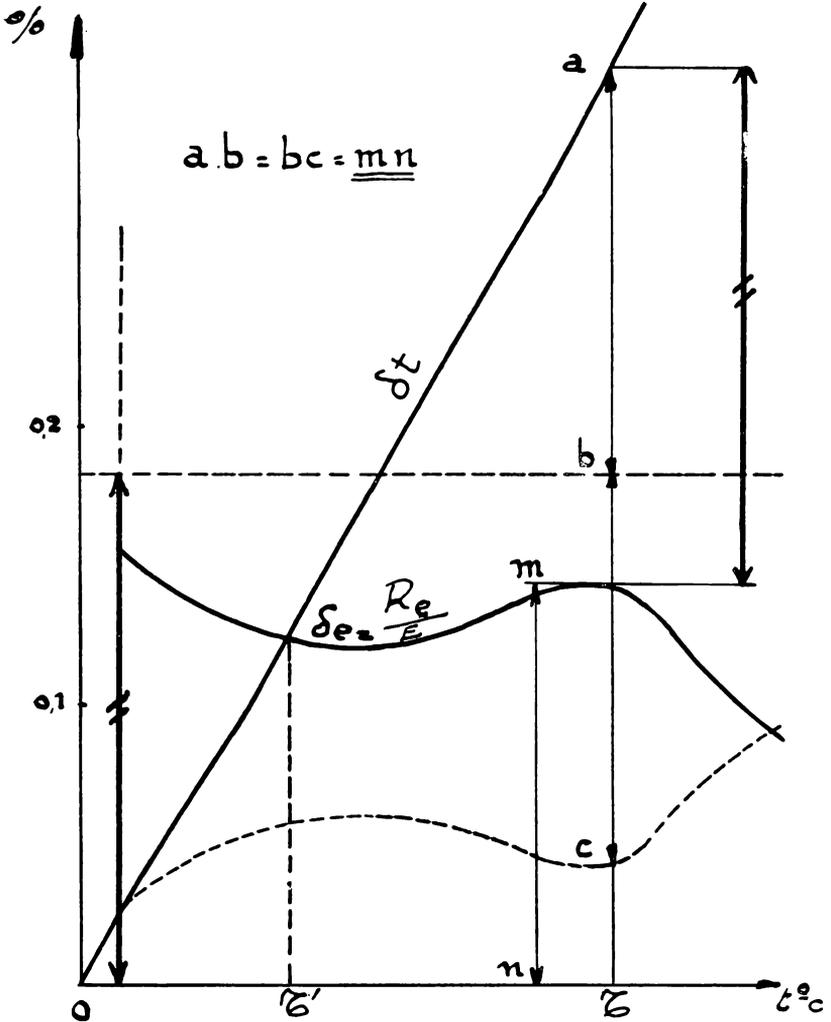


FIG. 47.

Pour que ce soit $<$ que $Re = 2400 \text{ kg/cm}^2$ par exemple, il faut $l - \lambda > \frac{210000}{2400}$ ou 88 cm.

C'est à peu près la longueur fictive de nos éprouvettes encastées, dans lesquelles la limite élastique doit être atteinte pour la tension d'encastrement dès que le retrait total mesuré sur 48 mm atteint ou dépasse sensiblement un millimètre ($l \geq 88 + 4,8 = 92,8$ alors que $l = 96 = 2 \times 48$).

En cas de libération, cette tension égale ou inférieure à la limite élastique disparaît. Que subsiste-t-il des tensions directes de soudure ?

L'expérience seule peut répondre avec certitude à cette question. Faute de cette base, le raisonnement est de nature à induire en erreur, ainsi que nous nous en sommes aperçus. L'expérience seule peut lui suggérer l'explication des phénomènes observés.

Lorsque la tension indirecte de soudure est nettement inférieure à la limite élastique Re de l'acier de base à la température ordinaire, les tensions directes de soudure paraissent très analogues à celles des éprouvettes libres. C'est ce que l'on constate sur l'éprouvette encastée libérée X,80,3, dont la tension moyenne indirecte est $\frac{12,1 + 16,8}{2} = 14,45 \text{ kg/mm}^2$ (fig. 41).

Lorsque la tension indirecte de soudure atteint la limite élastique de l'acier de base, de telle sorte qu'il y a une déformation permanente uniforme d'encastrement, les tensions directes de soudure peuvent devenir insignifiantes après libération, même dans la soudure. C'est ce que l'on constate sur l'éprouvette encastée libérée V,80,3, dont la tension indirecte atteint $23,8 \text{ kg/mm}^2$ (fig. 42).

Le premier cas ne demande pas d'explication. Pour le deuxième cas, la limitation de la tension indirecte générale d'encastrement à la limite apparente d'élasticité de l'acier de base est conforme aux lois de la plasticité.

Lorsque cet état est atteint dans l'acier de base en raison de l'encastrement, dans le cas général de tensions principales inégales, elles sont liées par la relation

$$\sqrt{(n_1 - n_2)^2 + (n_2 - n_3)^2 + (n_3 - n_1)^2} = Re \sqrt{2}$$

Il en résulte que dans l'acier de base, les tractions longitudinales doivent sensiblement toutes s'annuler dans l'état

d'encastrement et, après libération, il ne subsistera guère de tractions transversales, tandis que les compressions transversales peuvent subsister. Les tensions longitudinales ne seront guère affectées si ce sont des compressions ; elles seront pratiquement annulées si ce sont des tractions. Les compressions longitudinales abaisseront d'ailleurs les valeurs de la tension transversale correspondant à la condition de plasticité. Après libération, il pourra apparaître de la sorte des compressions transversales.

A l'intérieur de la soudure, R_e est notablement plus grande que dans l'acier de base. La superposition des tensions directes de soudure qui subsistent après libération de l'éprouvette encastrée et de la tension générale indirecte ne paraît pas susceptible d'atteindre à la limite de plasticité de la soudure d'après la relation ci-dessus, même en tenant compte de la troisième tension principale inconnue (suivant l'épaisseur).

En raisonnant simplement par application de la formule ci-dessus, on prévoit que les tensions directes *dans la soudure* ne seront guère modifiées par l'encastrement, ce que l'expérience ne confirme pas. L'explication doit être recherchée dans le fait que l'éprouvette est hétérogène et que les deux limites de plasticité de l'acier de base et de la soudure ne peuvent régir indépendamment les états d'équilibre de l'acier de base et de la soudure, qui sont astreints aux conditions de compatibilité de déformation. Les tensions transversales devenant en majeure partie uniformes aux limites de la soudure à l'état d'encastrement, les tensions longitudinales dans la soudure doivent s'atténuer très fortement (la figure 42 indique même des changements de signe). Après libération, ces faibles tensions longitudinales subsistent.

En d'autres termes, on peut encore considérer que pendant le processus décrit de déformation thermique dans le cas où la déformation permanente est accusée, le développement progressif de la tension d'encastrement favorise la contraction latérale et diminue par le fait même les tensions longitudinales. Après libération, les tensions transversales égalisées par la condition de plasticité sont réduites également. Enfin les tensions suivant l'épaisseur doivent être diminuées pour les mêmes raisons que les tensions longitudinales. La figure 48 reproduit les lignes de Hartmann très prononcées relevées au voisinage de la soudure sur des éprouvettes encastrées, qui témoignent de déformations plastiques caractérisées. C'est à

la faveur de ces déformations dans le métal de base ductile que les tensions élastiques élevées de la soudure s'atténuent, parce qu'elles résultent principalement des empêchements de contraction longitudinale de la soudure par l'acier de base. La résorption des tensions directes de soudure par une traction générale atteignant la limite élastique sera d'autant plus sûre-

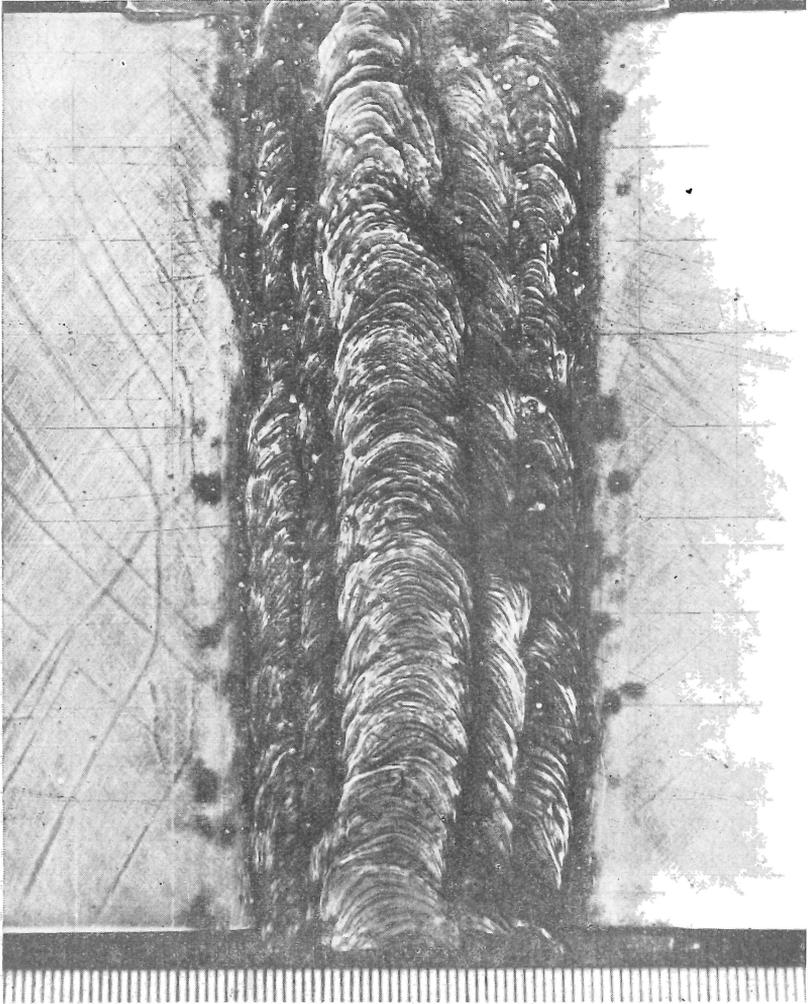


FIG. 48.

ment réalisée que l'acier de base est plus ductile et présente un plus long palier d'étirage et que les déformations permanentes au voisinage de la soudure sont faibles par rapport au palier d'étirage. Ce n'est qu'à la faveur d'un étirage suffisant à la limite élastique que cette résorption s'effectue.

Il n'est pas, dans l'état actuel de la question, permis de généraliser sans réserves ces constatations. Nos résultats examinés ci-dessus concernent des épaisseurs encore modérées. Dans le cas d'épaisseurs de l'ordre de 5 cm et plus, il se peut que la superposition des effets d'un très grand nombre de cordons complique les résultats. La détermination des tensions sur les surfaces a d'ailleurs moins de signification pour de telles épaisseurs. Des déterminations incomplètes du L. F. E. M. de Zurich, dont nous avons eu connaissance, indiquent, pour un cas d'encastrement de pièce de forte épaisseur avec dépassement de la limite élastique, un ordre de grandeur des tensions directes de soudure en surface inférieur à celui des valeurs les plus petites relevées sur les éprouvettes libres, mais assez voisin.

Bien entendu, *l'encastrement permanent donne lieu à des tensions totales qui ne sont pas inférieures aux tensions directes des éprouvettes libres*, mais qui peuvent atteindre d'une manière généralisée la limite élastique dans l'acier de base. Ces tensions transversales généralisées élevées sont plus à craindre que les tensions directes de soudure, dont les plus grandes sont d'ailleurs longitudinales. Si les tensions directes n'engendrent pas de fissures dans la soudure ou au voisinage immédiat, le plus souvent avant refroidissement complet, elles ne sont guère à craindre. La plupart des fissures que nous avons pu observer étaient dues à des tensions indirectes de soudure.

Il est intéressant de noter que la ductilité de l'acier de base peut intervenir pour diminuer les tensions directes de retrait, notamment en cas d'encastrement. Le même résultat pourrait être obtenu dans les aciers ayant une limite élastique voisine de celle de la soudure, à la condition qu'elle ne soit pas affectée par la soudure et que l'acier possède un palier d'étirage suffisant. Si ce palier n'existe pas ou est trop réduit, les tensions directes de soudure seront réduites par déformation générale permanente, mais non annulées ⁽¹⁾.

(¹) Cf. M. FAUCONNIER, *Strenghtening of the Austerlitz Bridge (Paris) by electric arc welding*, Appendix II (*The Structural Engineer*, January

On peut en conclure que l'on peut produire des barres soudées sans tensions de soudure (notables) par un écouissage qui ne doit même pas nécessairement atteindre la limite élastique de la soudure. Cette pratique demande d'ailleurs une mise au point préalable. La soudure se fera à l'état libre avant écouissage. Les barres écouies ne peuvent plus être soudées sans altération locale de leurs qualités. Les tensions directes de soudure avant écouissage ne peuvent être mesurées sans destruction que si les déformations sont entièrement élastiques. Généralement, les mesures après écouissage ne pourront établir que l'absence éventuelle de tensions directes de soudure notables, mais pas leur modification effectuée par l'écouissage, sauf par comparaison toujours précaire.

Même si la tension d'encastrement n'atteint pas la limite élastique, elle peut avoir des effets permanents sur les tensions directes lorsque les tensions totales au voisinage de la soudure atteignent localement la limite de plasticité.

On notera toutefois que, s'il s'agit de joints soudés de faibles dimensions entre plats de faible épaisseur (< 20 mm) et par conséquent de retraits de l'ordre de 1 mm, les tensions d'encastrement seront faibles si les longueurs correspondantes atteignent plusieurs mètres (par exemple $l - \lambda = 500$ cm ;

$$\text{tension de retrait} = \frac{210000}{500} = 420 \text{ kg/cm}^2 \text{ ou } 4,20 \text{ kg/mm}^2.$$

Elles s'ajouteront à des tensions directes relativement modérées en raison de la faible section du joint.

Pour des plats de grande épaisseur, comportant de fortes soudures en V qui donnent lieu à des retraits de plusieurs millimètres, si la longueur d'encastrement est relativement faible, la tension d'encastrement et les tensions totales atteindront la condition de plasticité, éventuellement avec relèvement de la limite élastique par triple contrainte et écouissage, c'est-à-dire que les tensions totales pourront être très élevées.

Ces points seront encore approfondis expérimentalement.

Ces conclusions sont plus probantes que celles de certaines publications, notamment de E. O. Paton, B. N. Gorbunov et

1939). La conclusion de l'auteur est trop optimiste, car l'annulation des tensions de soudure réalisée dans des *éprouvettes* par écouissage suivi d'une décharge ne se réalise dans un ouvrage réel qu'au prix de déformations permanentes et de tensions générales élevées qui ne sont guère compatibles avec la sécurité.

D. I. Berstein ⁽¹⁾. Les observations suivantes sont faites sous réserve, car elles se rapportent non à la publication originale, qui nous est inaccessible, mais à une adaptation traduite. D'après celle-ci, il semble que les auteurs russes aient employé une méthode de découpage qui ne détermine pas les tensions, mais *les déformations longitudinales totales* parallèlement au joint à des distances diverses ⁽²⁾.

Ensuite, les expériences ont comporté l'écrouissage par allongement d'éprouvettes comportant des soudures *longitudinales* et les auteurs ont constaté après écrouissage une diminution *des déformations longitudinales totales de soudure*. Les conclusions sont donc incertaines quant aux tensions, dont la mesure exacte aurait exigé un découpage complet et des mesures de déformations multiples et nombreuses. Elles sont certes sans portée sur l'effet d'un écrouissage *transversal* à un joint soudé, qui est examiné ci-dessus, cas le plus souvent considéré et qui correspond incontestablement à la sollicitation dangereuse des constructions. Les cordons longitudinaux inspirent en effet, avec raison, moins de préoccupations aux constructeurs. Ceci confirme nos réserves du début du chapitre au sujet de la distinction précise à faire entre les déformations et les tensions et montre la nécessité d'analyser très soigneusement les conditions d'expériences sur lesquelles sont basées des conclusions qui peuvent paraître aussi hasardeuses que générales. Par exemple, Spraragen et Clausen (*op. cit.*, *A. S. W. J.*, novembre 1937) écrivent : « L'écrouissage peut égaliser les tensions résiduelles *s'il y a une ductilité adéquate en absence de tensions polyaxes élevées*, mais l'écrouissage par choc peut causer des fissures. »

C'est là une de ces conclusions que leur généralité prive de toute signification. Les expériences précitées confirment que l'écrouissage peut égaliser les tensions dans des conditions de ductilité diverses. Comme d'autre part il ne peut être

⁽¹⁾ Voir *Influence des tensions de retrait sur la résistance des constructions soudées*, adapté du russe par A. Joufoff (*L'Ossature métallique*, Bruxelles, janvier 1938).

⁽²⁾ Des mesures de déformations longitudinales totales élastiques ont été faites sur les éprouvettes qui ont servi à la mesure des tensions directes de soudure. Ces mesures sont assez difficiles, mais ont été faites avec précision au moyen d'un comparateur de retrait de Bauschinger. Les figures 49 et 50 reproduisent les résultats, qui ne permettent d'établir aucun rapport avec les tensions directes de soudure représentées aux figures 39 à 44.

question d'égaliser que des tensions inégales, elles sont nécessairement polyaxes. On peut présumer que la réserve des auteurs américains signifie que l'écueil à éviter lors de l'écroutissage est la rupture, vraisemblablement sans striction, ou la fissure, qui revient au même.

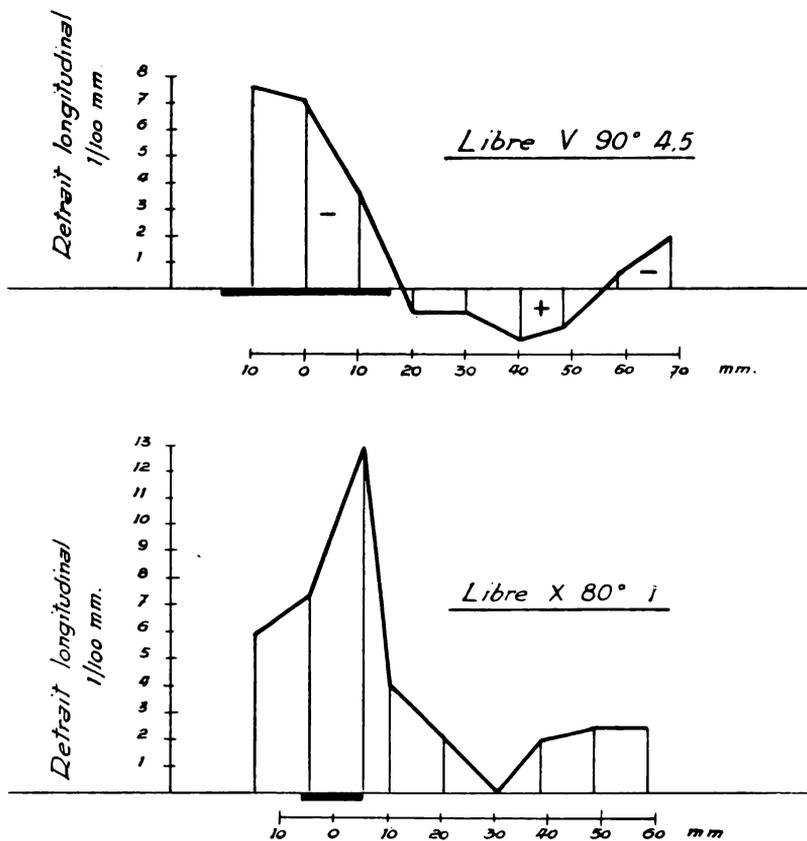


FIG. 49

B. JOINTS À SOUDURE D'ANGLE

Nous n'avons pas encore procédé aux essais d'éprouvettes encastées de ce type. Nous avons indiqué que dans les assemblages à couvre-joints et cordons frontaux ou latéraux, relatifs en général à des plats d'épaisseur modérée, les retraits transversaux sont des fractions de millimètre sur des longueurs

assez grandes (par exemple 240 mm). Il en résulte nécessairement des tensions d'encastrement très faibles. Les tensions totales ne différeront donc pas beaucoup de celles des éprouvettes libres et semblent devoir être particulièrement anodines pour les cordons latéraux. Ces points seront vérifiés expérimentalement.

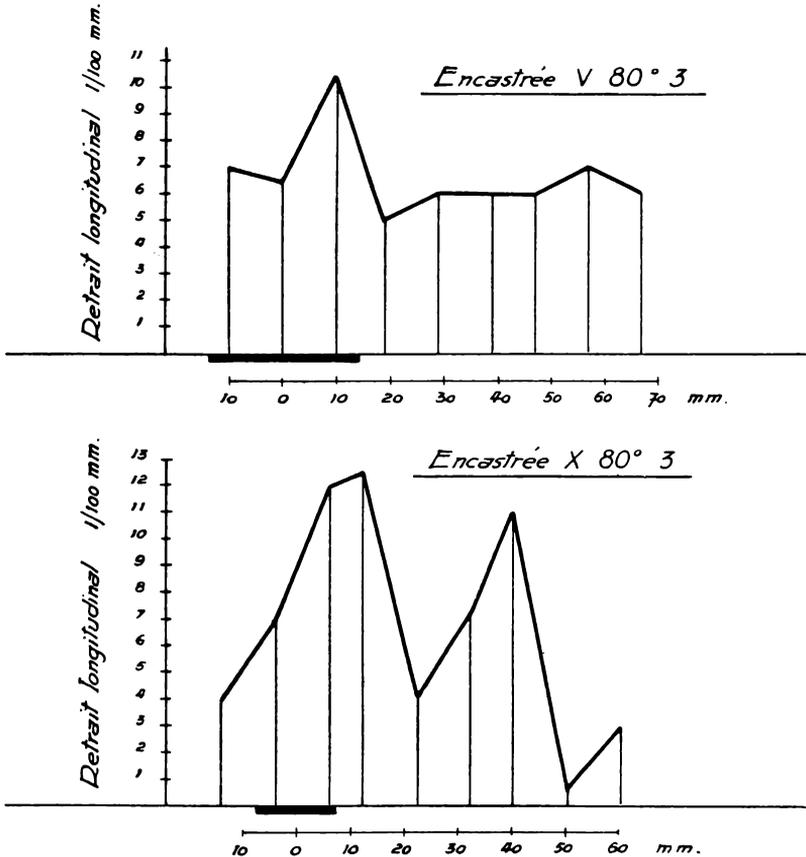


FIG. 50.

mentalement, mais ne semblent plus devoir réserver de surprises.

Pour les assemblages bout sur flanc, la notion d'encastrement diffère de celle des assemblages longitudinaux. Il faudrait éventuellement procéder à des essais sur des poutres soudées expérimentales, ce que notre programme n'exclut pas.

Toutefois, dans ce domaine non plus, il ne semble pas que l'on doive attendre des résultats imprévus et différant beaucoup des tensions directes de soudure.

9. Quelques exemples d'encastremets

Pour certains essais que nous évoquerons dans un chapitre suivant, nous avons en 1938 exécuté les éprouvettes suivantes. Dans une tôle de 1200×1200 mm et de 20 à 30 mm d'épaisseur, on découpe au centre un disque de 300 mm de diamètre. On chanfreine le disque et le trou central de la tôle, de manière à former un chanfrein en V à 90° , $x = 2$ mm 3 environ. Le disque est ensuite resoudé à la tôle jusqu'à remplissage complet du chanfrein, avec reprise au dos. L'expérience n'était pas une étude de retrait, encore que l'on souhaitait le plus grand retrait possible. Il n'y a pas eu de mesures de déformations, mais on a observé des ruptures circulaires dans les cordons de soudure et une fissure radiale dans la partie de la tôle extérieure au disque, partant du bord extérieur de la soudure (disque de 25 mm dans une tôle de 30 mm). Ces fissurations ont révélé l'existence générale d'un état dangereux de tension. On peut admettre que cet état de tension est de révolution dans la région voisine du disque, à distance suffisante des limites de la tôle carrée.

Dans le disque central, les tensions principales sont radiales et circonférentielles, nous pouvons faire la même hypothèse dans la tôle au voisinage du disque. La fissure radiale à l'extérieur du disque indique l'existence de tractions circonférentielles. Nous supposons d'ailleurs la tôle extérieure circulaire également. L'étude théorique des tensions de soudure, supposées élastiques, exigerait la connaissance exacte de l'état de déformation qui existerait en chaque point s'il était libéré de ces tensions par fragmentation, ce qui est inaccessible. On pourrait faire à ce sujet certaines hypothèses, nécessairement assez arbitraires, et dont l'exploitation par le calcul serait d'ailleurs laborieuse. Afin de donner une idée élémentaire de la nature du problème, nous ferons une hypothèse simplifiée.

Dans la tôle de rayon extérieur R , nous supposons que les effets des déformations permanentes résultant de la soudure affectent un anneau concentrique de rayon intérieur a et de rayon extérieur a' contenant le joint soudé. Nous admettons par ailleurs que les tensions après refroidissement soient élas-

tiques dans toute l'étendue de la plaque et soient les mêmes suivant tous les rayons (système de révolution), donc unique-
ment fonction du rayon r (fig. 51).

On peut concevoir que cet anneau (a, a'), porté à température élevée, a été empêché de se dilater tant par le disque central que par l'anneau extérieur. Il a dû, de ce fait, se rac-

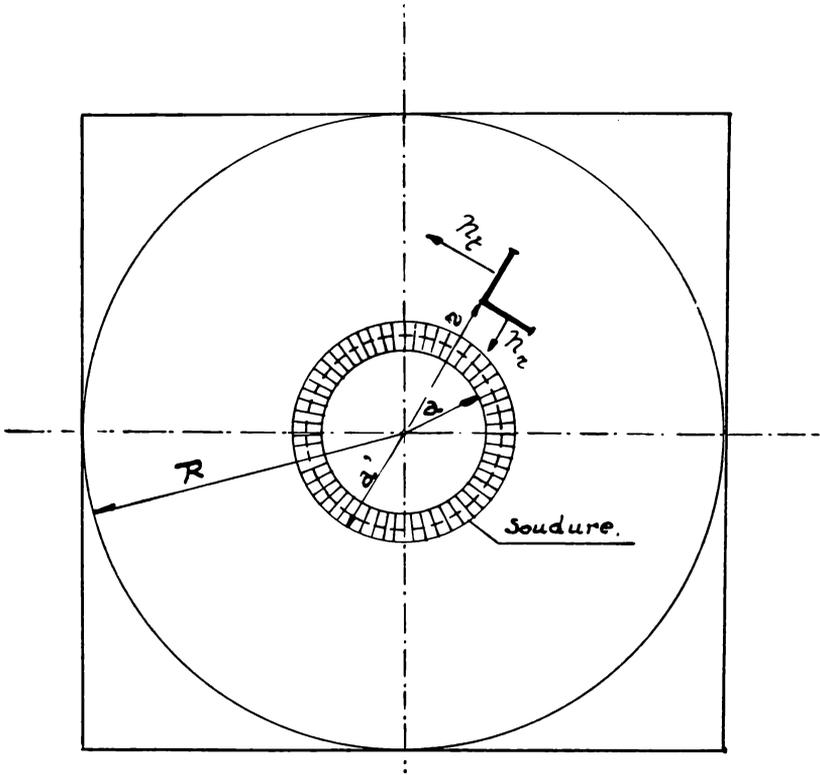


FIG. 51.

courcir d'une manière permanente et, après refroidissement, il exerce une compression radiale $p < 0$ sur le disque central, une traction $p' > 0$ sur l'anneau extérieur.

Les tensions principales sont n_t et n_r , circonférentielle et radiale. Le problème est analogue à celui des parois épaisses cylindriques ou des frettes cylindriques; en négligeant les tensions suivant l'épaisseur de la tôle supposée peu épaisse.

La solution de l'équation $\frac{n_t - n_r}{r} = \frac{dn_r}{dr}$ dans l'hypothèse de l'élasticité, avec

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r} \text{ et } \varepsilon_t = \frac{u}{r}, \quad \frac{dv}{r d\theta} = 0,$$

u et v étant les déplacements suivant le rayon et la circonférence, est :

$$n_r = \frac{A}{r^2} + 2C, \quad n_t = -\frac{A}{r^2} + 2C$$

On a :

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E}(n_r - \eta n_t), \quad \varepsilon_t = \frac{1}{E}(n_t - \eta n_r)$$

Dans le disque central :

$$A = 0 \quad n_r = n_t = 2C = p.$$

Dans l'anneau (a , a'), on trouve par les conditions aux limites :

$$n_r = p \text{ pour } r = a \quad \text{et} \quad n_r = p' \text{ pour } r = a'$$

$$2C = \frac{p'a'^2 - pa^2}{a'^2 - a^2} > 0, \quad A = \frac{-(p' - p)a^2a'^2}{a'^2 - a^2} < 0$$

$$n_{ta} = \frac{2p'a'^2 - p(a^2 + a'^2)}{a'^2 - a^2}, \quad n_{ta'} = \frac{p'(a^2 + a'^2) - 2pa^2}{a'^2 - a^2} < n_{ta}$$

$$n_r = \frac{-(p' - p)a^2a'^2}{r^2(a'^2 - a^2)} + \frac{p'a'^2 - pa^2}{a'^2 - a^2}$$

$$n_t = \frac{(p' - p)a^2a'^2}{r^2(a'^2 - a^2)} + \frac{p'a'^2 - pa^2}{a'^2 - a^2}$$

$$n_r = 0 \text{ pour } r = \sqrt{\frac{p' - p}{\frac{p'}{a^2} - \frac{p}{a'^2}}}$$

Dans l'anneau extérieur (a' , R),

$$A = \frac{p'a'^2R^2}{R^2 - a'^2} > 0, \quad 2C = \frac{-p'a'^2}{R^2 - a'^2} < 0$$

($n_r = p'$ pour $r = a'$, $n_r = 0$ pour $r = R$)

$$n_t = \frac{-p'a'^2 R^2}{r^2 (R^2 - a'^2)} - \frac{p'a'^2}{R^2 - a'^2} = \frac{-p'a'^2}{(R^2 - a'^2)} \cdot \left(\frac{R^2}{r^2} + 1 \right)$$

$$n_{ta'} = \frac{-p'(R^2 + a'^2)}{R^2 - a'^2}, \quad n_{ra} = -\frac{2pa'^2}{R^2 - a'^2}.$$

Le diagramme des $\frac{n_t}{p'}$ et $\frac{n_r}{p'}$ en fonction de r est tracé ci-contre (fig. 52 et 53) dans l'hypothèse

$$p = -p' \text{ pour } a = 24 \text{ cm}, \quad a' = 36 \text{ cm}, \quad R = 120 \text{ cm}.$$

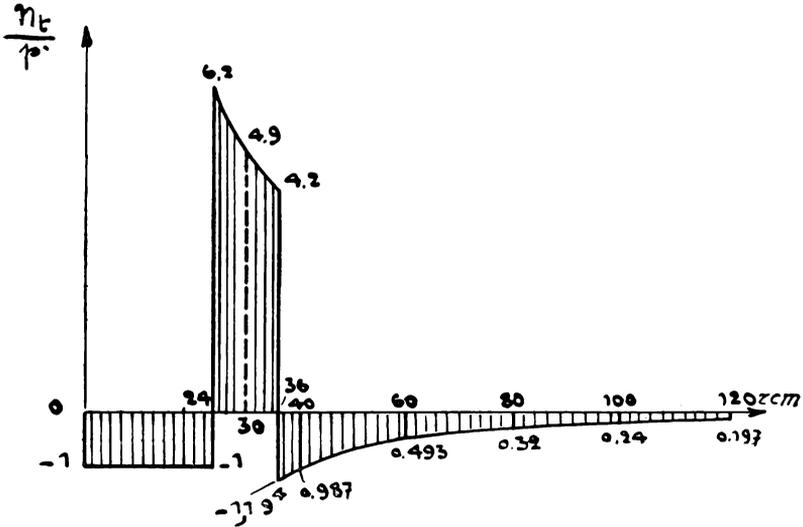


Fig. 52.

On vérifie aisément que $\int_0^R n_t dr = 0$ ainsi que l'exige l'équilibre interne.

L'état élastique ainsi défini correspond à des déformations élastiques empêchées bien déterminées de l'anneau (a, a') , données par les formules de la page précédente.

On a

$$\varepsilon_{ta} = \frac{2p'a'^2 - p[a'^2(1 + \eta) + a^2(1 - \eta)]}{E(a'^2 - a^2)} > 0$$

$$\varepsilon_{ta'} = \frac{p'[a'^2(1 - \eta) + a^2(1 + \eta)] - 2pa^2}{E(a'^2 - a^2)} > 0$$

avec $\varepsilon_{ia} > \varepsilon_{ia'}$. Dans l'exemple correspondant à la figure 52,

$$\varepsilon_{ia} = 6,53 \frac{p'}{E} \text{ et } \varepsilon_{ia'} = 3,87 \frac{p'}{E} .$$

En cas de libération de l'anneau, le rayon a se raccourcirait de $6,53 \frac{p'a}{E}$, le rayon a' de $3,87 \frac{p'a}{E}$, soit ($a=24$ cm, $a'=36$ cm, $E=2.100.000$ kg/cm²) environ $7,8 p' \text{ cm } 10^{-5}$ et $6,65 p' \text{ cm } 10^{-5}$ (p' étant exprimé en kg/cm²).

Pour que n_{ia} ne dépasse pas la limite élastique, comme $n_{ra} = -p'$ est une compression, p' ne peut guère dépasser 400 kg/cm², par la condition $\sqrt{n_{ia}^2 + p'n_{ia} + p'^2} = 2400$.

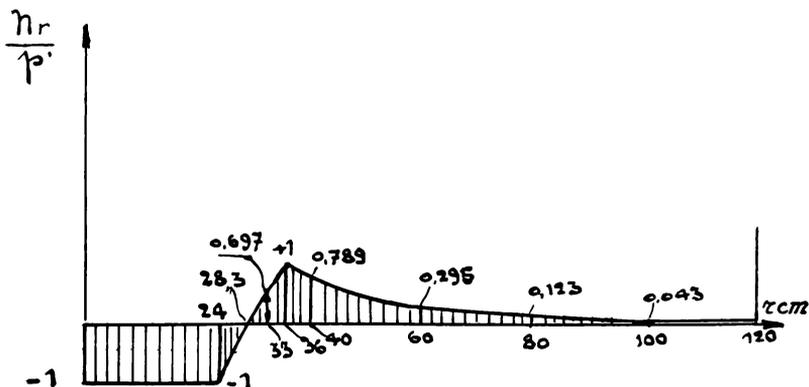


FIG. 53.

Pour cette valeur, $a=24$ cm diminuerait de $0,0312$ cm ou $0,13$ %, $a'=36$ cm diminuerait de $0,0266$ cm ou $0,074$ %. On voit donc que les déformations plastiques à chaud doivent être relativement faibles pour que l'anneau reste dans un état élastique. La limite élastique atteinte dans l'anneau suivant les tensions circonférentielles limite étroitement les tensions de compression dans le disque central de rayon a et aussi dans l'anneau de garde. Si $-p > p'$, la valeur de $-p$ pourrait être augmentée, mais son ordre de grandeur resterait toujours modéré. Par exemple, dans l'hypothèse invraisemblable $p'=0$, avec les dimensions relatives à la figure 52, $n_{ia}=2,6 p$, et p ne pourrait guère dépasser 1.000 kg/cm² sans que l'anneau soit en état plastique à sa fibre interne.

L'exemple qui vient d'être traité est certes très hypothétique et sujet à caution ; tous les calculs de ce genre doivent faire l'objet de réserves pour des raisons semblables. Les déformations circonférentielles considérées ci-dessus ne représentent que la partie élastique des déformations totales dont l'ordre de grandeur est celui des déformations longitudinales indiqué dans les paragraphes précédents (voir chap. II, § 2). Leur allure de variation dans la largeur ($a' - a$) n'est certes pas uniforme et doit présenter une pointe dans l'étendue du joint soudé. Néanmoins, on peut estimer que l'allure générale du phénomène, bien qu'idéalisée, doit être analogue et que, vraisemblablement, de fortes tensions de traction circonférentielle doivent prendre naissance dans l'anneau et passer, par une transition assez raide, à des compressions circonférentielles modérées en dehors. A noter aussi que la libération de l'anneau conduirait à une légère augmentation élastique de sa largeur, contrairement à ce qui se passe dans un plat encastré aux deux extrémités ⁽¹⁾.

Quant au retrait transversal par rapport au joint soudé, il échappe évidemment au calcul, mais semble devoir être faible d'après le processus de dilatation empêchée décrit plus haut, le phénomène essentiel étant le raccourcissement plastique de l'anneau, longitudinalement à la soudure (circonférentiellement ⁽²⁾).

Il est probable que les tensions dans l'anneau doivent être supérieures à la limite élastique, les parties extérieures étant par contre dans un état de tension élastique modérée, avec compression hydrostatique dans la partie centrale du disque.

⁽¹⁾ La soudure circulaire encastrée est plus ou moins comparable à la soudure de plats encastrés. Dans l'anneau, le sens de la longueur est le sens circonférentiel. La répartition des pressions circonférentielles est comparable à celle des tensions longitudinales dans une soudure droite. Une disposition comparable à celle des éprouvettes droites encastrées peut aussi être réalisée en considérant une soudure *radiale* d'un anneau complet.

⁽²⁾ Des mesures ont été faites par Hodge (*Journal American Society of Naval Engineers*, voir SPRARAGEN et CLAUSEN, *op. cit.*, July 1937) sur un disque de 60 cm soudé dans une tôle carrée de 2 m 40 de côté (épaisseur 40 mm environ). Il y a contraction radiale générale, maximum au droit du joint (0,55 %), contraction circonférentielle dans le disque et allongement circonférentiel dans la plaque.

Si, pour simplifier, nous admettons dans l'état plastique du disque $n_t - n_r = Re$ et $\frac{Re}{r} = \frac{dn_r}{dr}$

$$n_r = Re \log r + D \text{ d'où } p' - p = Re \log \frac{a'}{a} .$$

Dans le cas des dimensions correspondant à la figure 52, $\log \frac{a'}{a} = \log \frac{36}{24} = 0,405$, et les déformations plastiques règnent dans tout l'anneau dès que $p' - p = 0,405 Re$ où Re représente la limite élastique ; c'est-à-dire dès que la différence algébrique de la traction extérieure p' et de la pression extérieure p , soit la somme de leurs valeurs absolues, atteint environ 960 kg/cm^2 .

Ceci constitue une confirmation de ce que les pressions dans le disque central et l'anneau de garde sont nécessairement modérées.

Il n'a pas été effectué de mesures de déformations sur le dispositif expérimental décrit, parce que cela ne correspondait pas à l'intention de 1939. Les essais de retrait, bien qu'ayant donné lieu déjà au premier rapport de mars 1938, n'avaient pas encore atteint alors le stade des éprouvettes encastrées et notre intention n'était pas d'anticiper sur la question. Nous confessons volontiers que dans nos expériences et recherches, nous avons souvent cherché à observer et expérimenter avant de raisonner définitivement, nous réservant de raisonner après, car, ainsi que l'écrit Claude Bernard : « Le raisonnement sera toujours juste quand il s'exercera sur des notions exactes et sur des faits précis. » L'analyse des tensions de soudeure dans les éprouvettes encastrées nous a confirmé dans notre conviction de la pertinence de cette maxime.

On peut préférer la méthode inverse et raisonner avant d'expérimenter. Cela est d'ailleurs toujours réalisé au degré nécessaire pour l'organisation de l'expérience, qui est, selon Claude Bernard, le privilège de la raison. Si selon l'opinion du même maître de la pensée scientifique : « il faut nécessairement expérimenter avec une idée préconçue », encore nous semble-t-il qu'il faut éviter dans cette voie de nuire à l'expérience, surtout dans des cas dont la complexité est telle que l'idée préconçue risque d'entacher les conclusions. Nous avons été témoin de tant d'échecs basés sur des raisonnements téméraires que nous serions conduit à préférer la méthode évo-

quée ci-dessus même si elle ne nous était pas spontanément familière. Nous avons aussi si souvent constaté des erreurs de raisonnement à propos des expériences d'autrui que nous ne pourrions assez mettre en garde sur ce point.

Actuellement, au stade qu'ont atteint nos essais et nos réflexions au sujet de leurs résultats, nous pensons qu'il serait intéressant, même du point de vue de l'intention initiale de 1939 concernant les essais sur disques encastrés, d'en faire une étude de déformations, voire de tensions.

Nous avons signalé la fissure radiale, d'environ 50 mm de longueur, dans une tôle de 30 mm d'épaisseur, dans laquelle on avait soudé un disque de 25 mm d'épaisseur et de 300 mm de diamètre. La variation des épaisseurs complique encore le problème. La fissure part du bord intérieur de la soudure, sa largeur diminue régulièrement à partir de ce bord, ce qui est en accord avec la théorie conventionnelle précédente.

On a aussi noté des fissures circonférentielles dans la soudure, dans les conditions suivantes. On avait d'abord pincé les tôles pour empêcher leurs déformations pendant la soudure et on effectuait en premier lieu quatre soudures complètes de 100 mm aux extrémités de deux diamètres orthogonaux. Au refroidissement, deux de ces soudures voisines (à 90°) se fissuraient suivant toute leur longueur. Ces soudures étaient à vrai dire dans la même situation que des joints rectilignes d'éprouvettes encastrées courtes et soumises à une forte tension transversale. Ces fissures ont été burinées jusqu'au fond et la soudure circulaire entièrement terminée. Au refroidissement, elle s'est fissurée suivant une demi-circonférence. En fait, les conditions de la soudure ne sont pas exactement de révolution et, de ce fait, l'effet de la tension transversale dans une partie de la soudure a prévalu. A la suite de ces expériences, on a soudé sans plus s'opposer aux déformations de la tôle. Il ne s'est plus produit de fissures dans la soudure, mais dans une des quatre tôles essayées, la fissure radiale. L'expérience prouve qu'en raison de l'assez forte soudure en V, les déformations du plan de la tôle jouent un rôle non négligeable. Le problème n'est donc ni plan, ni de révolution, selon la théorie conventionnelle précédente, à laquelle on ne peut attacher qu'une signification purement exemplative. Le caractère de problème de révolution aurait d'ailleurs exigé la soudure sous forme d'une coulée unique de métal fondu dans tout le chanfrein circulaire. La procédure par

passes courtes et symétriquement réparties sur la circonférence s'en rapproche le mieux possible.

L'essai sur disques avait pour objet de servir à des expériences sur des éprouvettes qui auraient subi des déformations triples complexes par application de soudure avec encastremements. Auparavant, nous avons eu connaissance des faits suivants.

Pour la soudure au montage d'un ouvrage soudé, on avait ménagé, pour des raisons de fixation, des trous circulaires de 25 mm de diamètre dans des joints verticaux d'âmes de 15 mm d'épaisseur et d'assez grande hauteur. Les joints terminés, on avait obturé les trous par des bouchons soudés à l'âme, sur tout leur pourtour. Quelques fissures radiales partant des bouchons se sont produites dans la soudure des joints principaux, ayant jusqu'à 50 mm de longueur. On a découpé des fenêtres elliptiques ou circulaires pour réaliser l'ablation des bouchons et des parties voisines fissurées. Le renforcement des joints ainsi déforcés par un double couvre-joint rivé a prévalu sur l'intention de remplir les fenêtres par des disques soudés, qui auraient pu provoquer de nouvelles fissures et un nouveau déformement. La position des fenêtres assez loin de l'axe neutre et dans l'axe du joint principal recommandait, à n'en pas douter, un renforcement. Celui qui a été adopté constituait, selon notre opinion, la solution la plus adéquate aux circonstances.

Se référant à la théorie précédente, on pourrait admettre que le disque central, vu son diamètre réduit, était entièrement porté à haute température et prendre son rayon pour la valeur de a . On pourrait d'autre part admettre $R \equiv \infty$.

Appelons p la pression radiale au contact du disque et de la soudure, elle règne à l'état hydrostatique dans toute l'étendue du disque. En admettant l'état élastique, il n'y a rien de changé aux formules précédentes, sauf dans l'anneau extérieur, où

$$n_r = \frac{p'a'^2}{r^2}, \quad n_t = -\frac{p'a'^2}{r^2} < 0.$$

Si l'on suppose $a' = 5a$,
 dans le disque $n_t = n_r = p < 0$;
 dans l'anneau déformé extérieur à la soudure

$$n_{ta} = \frac{25 p' - 13 p}{12}, \quad n_{ta'} = \frac{13 p' - p}{12};$$

dans l'anneau de garde

$$n_{ta'} = -p, \quad n_{tr} = -\frac{p'a'^2}{r^2}, \quad n_{tz} = 0.$$

Si $p = -p'$, $n_{ta} = 3,17 p'$ et $n_{ta'} = 1,17 p'$.

Si l'anneau déformé est entièrement à l'état plastique

$$p' - p = \operatorname{Re} \log \frac{a'}{a} = \operatorname{Re} \log \bar{\delta} = 1,609 \operatorname{Re}.$$

Les pressions p' et p peuvent être sensiblement plus fortes que dans le cas précédent, notamment p , elles ne sont plus nécessairement limitées en dessous de la limite élastique. On comprend que n_{ta} puisse prendre des valeurs élevées et provoquer des fissures radiales dans la soudure du joint d'âme disposé suivant les prolongements d'un diamètre du disque.

La valeur de l'allongement ε_{ta} serait $\frac{25 p' - 17 p}{12 E}$. Si $p = -p'$, $\varepsilon_{ta} = 3,5 \frac{p'}{E}$ et si $p' = 2.000 \text{ kg/cm}^2$, $\varepsilon_{ta} = 0,33 \%$ ce qui dépasserait la limite élastique; on aurait d'ailleurs $n_{ta} = 6.340 \text{ kg/cm}^2$ si les formules étaient valables.

Comme contre-épreuve de cette expérience, on peut citer le fait suivant. Dans un joint vertical soudé analogue d'une âme de poutre en I de grande hauteur, un défaut dans la soudure en X au voisinage de l'axe neutre a été constaté par radiographie. On a découpé autour de cette fissure une fenêtre elliptique d'assez grandes dimensions à grand axe horizontal parallèle à l'axe neutre (50 mm de hauteur, 450 mm de longueur) que l'on a laissé subsister ouverte à cheval sur la soudure, en raison de sa proximité de l'axe neutre. Le tronçon découpé a permis d'effectuer un essai d'endurance aux efforts répétés ⁽¹⁾.

Le comportement parfait de cette fenêtre a justifié notre opinion qu'elle était inoffensive. Après destruction violente de la construction soudée en question, la fenêtre a été retrouvée indemne, sans fissure dans la soudure, dans un fragment de la construction par ailleurs fortement déformé.

Dans les éprouvettes de retrait encastrées soumises aux essais précédemment décrits, il n'a jamais été constaté de fis-

⁽¹⁾ H. LOUIS, *Résultats de la radiographie dans la détection des défauts macroscopiques des soudures* (Mémoires de l'A. I. Lg., n° 4, 1943).

sure dans la soudure ni dans les plats, seulement des manifestations de déformation plastique des plats au voisinage de la soudure (fig. 43) qui ont été précédemment expliquées.

10. Détection des tensions propres (ou autotensions) de soudure, de laminage ou autres

Nous avons déjà cité la méthode par découpage, qui libère partiellement les tensions, d'autant plus que les fragments sont plus petits. En effet, dans de gros fragments d'ouvrages soudés ayant subi de fortes tensions de retrait, le découpage ultérieur en petits fragments au L. F. E. M. Z a encore permis de déceler des déformations élastiques importantes. La méthode permet de mesurer les tensions élastiques par la mesure des déformations élastiques libérées ; elle ne fournit aucun renseignement sur les déformations permanentes. Elle ne permet d'opérer qu'en surface, par suite de la nécessité de tracer des bases et de les mesurer avant fragmentation ; enfin, elle est destructive. Cependant, ainsi que nous l'avons indiqué ci-dessus, on peut éventuellement « trépaner » des ouvrages en service, c'est-à-dire y prélever des disques sans nuire à la tenue de l'ouvrage. La fenêtre reste éventuellement ouverte, sa fermeture par un dispositif soudé présente en tout état de cause certains inconvénients, sinon certains risques. M. Louis a réalisé dans nos laboratoires, en partant de la fraiseuse type Schmuckler, un appareil portatif à trépaner, qui prélève des disques de 27 mm de diamètre sur des épaisseurs allant jusqu'à 30 mm. Ces échantillons peuvent être l'objet de diverses investigations, notamment des mesures de tensions selon la technique des essais de retrait (emploi du déformètre à billes ou du microscope mesureur).

La méthode radiographique n'est pas destructive ; elle ne peut guère opérer aussi qu'en surface. Par rapport à la structure correspondant à l'état initial non contraint, supposée connue, elle peut déterminer les déformations de la maille cristalline. Les tensions ne peuvent être mesurées que dans les limites de l'élasticité. Lorsque ces tensions résultent de déformations plastiques à chaud et de déformations permanentes subséquentes, il nous semble qu'il reste à établir par des résultats probants qu'il soit pratiquement possible avec quelque précision par la méthode de diffraction des rayons X de mesurer les tensions élastiques résiduelles, sans devoir éventuellement produire la libération des tensions, ce qui exigerait aussi

le découpage. Dans ce cas, la méthode des déformètres serait sans doute préférable.

De telle sorte que la mesure des autotensions par l'une ou l'autre des méthodes indiquées semble peu praticable et réservée à des recherches exceptionnelles.

Une méthode plus expéditive que les précédentes, partielle-

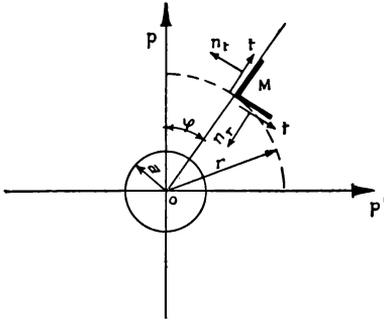


FIG. 54.

ment destructive et susceptible de donner une connaissance complète ou partielle des tensions dans les tôles et les éléments d'assez faible épaisseur est la suivante. Soient p et p' les tensions initiales principales existant au point O (fig. 54).

Considérons un point M à distance r de O et tel que OM fasse l'angle φ avec la direction de p . M est assez voisin

de O pour que l'on puisse admettre que les états de tension y sont identiques à l'échelle des possibilités de mesure (par exemple $OM = 1$ cm).

En M , à l'état initial

$$n_r = \frac{p + p'}{2} + \frac{p - p'}{2} \cos 2\varphi .$$

$$n_t = \frac{p + p'}{2} - \frac{p - p'}{2} \cos 2\varphi .$$

$$t = \frac{p - p'}{2} \sin 2\varphi .$$

Faisons dans la pièce un trou circulaire de centre O et de rayon a . D'après la solution de Kirsch, les tensions deviennent alors en M :

$$n_r' = \frac{p + p'}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2}\right) + \frac{p - p'}{2} \left(1 - \frac{4a^2}{r^2} + \frac{3a^4}{r^4}\right) \cos 2\varphi .$$

$$n_t' = \frac{p + p'}{2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) - \frac{p - p'}{2} \left(1 + \frac{3a^4}{r^4}\right) \cos 2\varphi .$$

Lorsque r devient assez grand par rapport à a , les valeurs

n_r' et n_t' se confondent avec n_r et n_t , il en est de même des déformations

$$\varepsilon_r = \frac{\hat{u}}{or} = \frac{1}{E} (n_r - \tau_1 n_t), \quad \varepsilon_t = \frac{u}{r} = \frac{1}{E} (n_t - \tau_1 n_r).$$

Donc, l'effet du trou est limité à ses environs ; à grande distance il n'exerce aucune répercussion, notamment aucune déformation ou déplacement. Donc, le déplacement du point M suivant le rayon OM, soit Δu , à la suite du forage du trou, est égal à la différence des déplacements relatifs du point M et du point situé à l'infini sur OM à l'état initial et après le forage du trou.

Donc

$$\Delta u = \int_r^\infty (\varepsilon_r - \varepsilon_r') dr = \frac{1}{E} \int_r^\infty \left\{ \frac{(p+p')}{2} \cdot \frac{a^2}{r^2} (1+\tau_1) - \frac{(p-p')}{2} \cdot \left[\frac{3a^4}{r^4} (1+\tau_1) - \frac{4a^2}{r^2} \right] \cos 2\varphi \right\} dr ;$$

$$\Delta u = \frac{p+p'}{2E} (1+\tau_1) \frac{a^2}{r} + \frac{p-p'}{2E} \left[\frac{4a^2}{r} - (1+\tau_1) \frac{a^4}{r^3} \right] \cos 2\varphi .$$

La variation de distance entre M et son symétrique N par rapport à O est double et vaut :

$$\Delta = \frac{a^2}{Er} \left\{ (p+p') (1+\tau_1) + (p-p') \left[4 - (1+\tau_1) \frac{a^2}{r^2} \right] \cos 2\varphi \right\} .$$

Pour un couple de points M' et N' suivant une direction \perp à MN :

$$\Delta' = \frac{a^2}{Er} \left\{ (p+p') (1+\tau_1) - (p-p') \left[4 - (1+\tau_1) \frac{a^2}{r^2} \right] \cos 2\varphi \right\} .$$

d'où

$$p+p' = \frac{E(\Delta + \Delta') r}{2(1+\tau_1) a^2}, \quad (p-p') \cos 2\varphi = \frac{E(\Delta - \Delta') r}{2 \left[4 - (1+\tau_1) \frac{a^2}{r^2} \right] a^2} .$$

Pour pouvoir opérer avec un déformètre de 2 cm de base, nous prendrons $MN=2$ cm, $r=1$ cm, $a=0$ cm 5. Alors

$$p+p' = \frac{2E(\Delta + \Delta')}{1+\tau_1}, \quad (p-p') \cos 2\varphi = \frac{8E(\Delta - \Delta')}{15 - \tau_1}$$

(en fonction du kg et du cm).

Si l'on ne désire connaître que l'ordre de grandeur de p et p' , on peut se borner à ces mesures qui donnent $(p + p')$. En admettant $\eta = 1/3$, $p + p' = 3/2 E(\Delta + \Delta')$.

Si $p + p' = 2.000 \text{ kg/cm}^2$

$$\Delta + \Delta' = \frac{2}{3} \frac{2.000}{2.100.000} = 0 \text{ cm } 00063510 = 6 \mu \text{ } 35.$$

L'appareil doit donc avoir une sensibilité non supérieure à 1μ , ce qui est réalisable.

Si l'on veut connaître p et p' en grandeur et direction, on considère deux couples de points M'' , N'' et M''' , N''' , à 45° sur les directions MN et $M'N'$. On obtient alors :

$$\Delta'' = \frac{a^2}{Er} \left\{ (p + p') (1 + \eta) - (p - p') \left[1 - (1 + \eta) \frac{a^2}{r^2} \right] \sin 2\varphi \right\}$$

$$\Delta''' = \frac{a^2}{Er} \left\{ (p + p') (1 + \eta) + (p - p') \left[1 - (1 + \eta) \frac{a^2}{r^2} \right] \sin 2\varphi \right\}$$

d'où

$$p + p' = \frac{2 E (\Delta'' + \Delta''')}{1 + \eta}, \quad (p - p') \sin 2\varphi = \frac{8 E (\Delta''' - \Delta'')}{15 - \eta}.$$

La première relation donne une vérification de $(p + p')$.

On obtient :

$$p - p' = \frac{\pm 8 E}{15 - \eta} \sqrt{(\Delta - \Delta')^2 + (\Delta''' - \Delta'')^2}, \quad \lg 2 \varphi = \frac{\Delta''' - \Delta''}{\Delta - \Delta'}.$$

Graphiquement, on peut opérer comme suit : on trace un cercle de centre C et de rayon $\frac{p + p'}{2}$. On y trace deux diamètres orthogonaux $O1$ et 23 (fig. 55).

Les quatre directions MN , $M'N'$, $M''N''$ et $M'''N'''$ sont représentées par OO' , $O1$, $O2$ et $O3$. On porte sur $O1$

$$CA = \frac{p - p'}{2} \cos 2\varphi,$$

A étant entre C et 1 si $\Delta > \Delta'$.

On porte sur 23 $CB = \frac{p - p'}{2} \sin 2\varphi$, B étant entre C et 3 si $\Delta'' > \Delta'''$.

Les \perp à $O1$ en A et à 23 en B se coupent en I . On a $IC = \frac{p - p'}{2}$, donc, en traçant le diamètre $PCIP'$, on a $PI = p$ et $IP' = p'$ et $PCO = 2\varphi$ d'où $POO' = \varphi$.

Donc OP est la direction de p , OP' celle de p' ; on voit que toutes les relations sont satisfaites. Toutefois, la méthode n'est applicable que si toute la région avoisinant le trou reste élas-

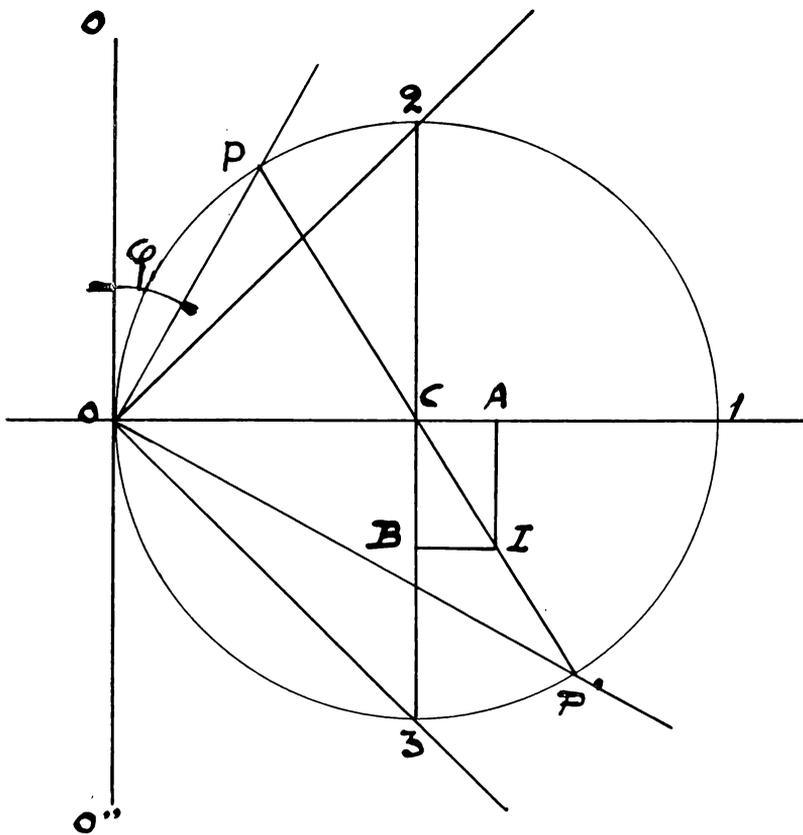


FIG. 55.

tique. Les plus fortes tensions sont au bord du trou, où $n_r = 0$.
Il faut $n'_{ta\max} < Re$

$$n'_{ta} = (p + p') - 2(p - p') \cos 2\varphi .$$

Pour

$$\varphi = \frac{\pi}{2}, n'_{ta\max} = 3p - p' < Re, p < \frac{Re + p'}{3}$$

si $p' = p, p < \frac{Re}{2}$.

Le procédé ne convient donc malheureusement que pour les valeurs de p inférieures à $\frac{Re}{3}$ ou $\frac{Re}{2}$ si p' est de même signe que p , encore moindres si p' est de signe contraire. Ceci est à contrôler pour les résultats. Mais la méthode n'est donc que d'emploi limité.

Cependant, l'effet étant très local, la déformation plastique est limitée au voisinage du trou. En postulant $p > p'$, on a :

$$n'_t - n'_r = (p + p') \frac{a^2}{r^2} - (p - p') \left[1 + \frac{3a^4}{r^4} - \frac{2a^2}{r^2} \right] \cos 2\varphi.$$

Pour une valeur de r donnée, le maximum de $n'_t - n'_r$ correspond à $\varphi = \frac{\pi}{2}$

$$(n'_t - n'_r)_{\max} = (p + p') \frac{a^2}{r^2} + (p - p') \left[1 + \frac{3a^4}{r^4} - \frac{2a^2}{r^2} \right].$$

Pour $r = a$, $(n'_t - n'_r)_{\max} = 3p - p'$, valeur déjà trouvée.
Pour

$$r = 2a \text{ (en M')}, (n'_t - n'_r)_{\max} = \frac{15}{16}p - \frac{7}{16}p' = \sim p - \frac{1}{2}p' < Re.$$

Donc l'état élastique y est réalisé tant que

$$p < \frac{16}{15} \left(Re + \frac{7}{16} p' \right) \text{ ou } p < \frac{16}{15} Re + \frac{7}{15} p'$$

(en admettant pour simplifier la condition de plasticité plane $n'_t - n'_r = Re$).

On peut se baser sur cette observation pour se servir encore de la méthode lorsque la limite élastique est atteinte au bord du trou, sans que p ou p' l'atteignent effectivement. On commettra alors une erreur systématique par excès sur les valeurs de p et p' , dont on ne déterminera que l'ordre de grandeur. Ainsi on ne mesurera pas exactement les tensions initiales, mais on pourra établir leur existence, les détecter et connaître leur ordre de grandeur. Le constructeur et le métallurgiste peuvent éventuellement être satisfaits de ce résultat. Le trou ne pourra être foré à proximité d'une discontinuité, par exemple d'un bord. La distance du centre au bord devra être supérieure à $6a$, soit 3 cm ⁽¹⁾, de préférence 10 cm.

(1) Voir TIMOSKENKO, *Théorie de l'élasticité*, § 28.

Le cercle de la figure 55 est identique à un cercle de tensions ⁽¹⁾.

Sous les mêmes réserves que ci-dessus, il en résulte que l'on peut, par deux mesures orthogonales, par exemple parallèlement et perpendiculairement à une soudure, déterminer les tensions normales suivant ces deux directions. Par exemple, suivant MN et M'N', elles valent $\frac{P+P'}{2} + \frac{P-P'}{2} \cos 2\varphi$ et $\frac{P+P'}{2} - \frac{P-P'}{2} \cos 2\varphi$.

Autant que possible, les mesures seront faites symétriquement sur les deux faces de la tôle; on en prendra les moyennes.

11. Conclusions

La soudure engendre dans son voisinage, outre le retrait transversal et angulaire, des déformations complexes qui, pour ne pas être apparentes, n'en sont pas moins relativement importantes. Ce sont des déformations triples, souvent en majeure partie permanentes. Leurs lois sont plus complexes encore que celles du retrait, mais accessibles à l'expérience.

Elles engendrent des tensions dont la détermination est beaucoup moins accessible à l'expérience; de ce fait, leurs lois restent très peu connues, du moins en ce qui concerne les tensions directes inévitables dans la soudure et au voisinage, qui ont le caractère de tensions triples.

Les tensions indirectes d'encastrement, qui ont fréquemment le caractère de tensions simples, sont plus faciles à mesurer et de ce fait connaissables et accessibles au calcul. Leur combinaison avec les tensions directes aggrave nécessairement celles-ci et, par la combinaison des tensions triples, des tensions transversales élevées peuvent exister dans la soudure et éventuellement dans son voisinage immédiat, sans sortir du domaine de l'élasticité

$$\sqrt{(n_1 - n_2)^2 + (n_2 - n_3)^2 + (n_3 - n_1)^2} < Re \sqrt{2} .$$

Dans les plats, ces tensions peuvent être limitées par de faibles valeurs de Re, c'est-à-dire l'emploi d'aciers très doux, la limite élastique pouvant néanmoins être atteinte et des déformations permanentes se marquant éventuellement. Il

⁽¹⁾ Cf. F. CAMPUS, *Représentation géométrique de l'état triple de tension*, in *Le Génie civil*, 22 mars 1930.

résulte de l'expérience et il est conforme aux lois de la déformation plastique que la diminution de R_e de l'acier de base agit sur les tensions, même dans la soudure, pour les réduire ou les limiter ; ce résultat ne doit pas seulement être attendu d'une diminution de la limite élastique du métal d'apport. Les tensions seront d'autant moindres que les joints soudés seront plus réduits et que les pièces seront plus libres, surtout en ce qui concerne le retrait transversal, dont l'empêchement par encastrement sur de faibles longueurs peut provoquer des accroissements considérables de tensions, de telle sorte que la limite élastique peut être atteinte dans certaines parties des constructions.

Résistance et endurance des soudures

1. Résistance statique à la traction

C'est une connaissance banale que la résistance statique à la traction des soudures est supérieure à celle de l'acier doux de construction, mais c'est aussi une connaissance un peu sommaire, qui mérite d'être approfondie. Le phénomène n'est pas causé principalement par la valeur plus grande de la résistance ordinaire à la traction du métal d'apport par rapport à celle de l'acier de base, mesurées toutes deux sur éprouvettes homogènes. Cette différence n'est pas tellement considérable pour de bonnes électrodes ductiles. Le facteur prédominant est la valeur plus élevée de la limite élastique apparente ou de la tension de cisaillement critique, selon la condition de plasticité :

$$\sqrt{(n_1 - n_2)^2 + (n_2 - n_3)^2 + (n_3 - n_1)^2} = Re \sqrt{2} = 3 C$$

(condition de Maxwell, Huber, Mises, Hencky).

Pour la discussion et l'établissement de cette condition, nous renvoyons notamment à la publication du professeur F. K. Th. Van Iterson sur la théorie de la plasticité, dont il a exposé les prémices en 1943 à la tribune du Centre de physique interne des matériaux de l'Université de Liège ⁽¹⁾.

Dans l'éprouvette de traction, si n_1 est la tension longitudinale

$$n_1^2 - n_1(n_2 + n_3) + n_2^2 + n_3^2 - n_2n_3 = 4,5 C^2$$

d'où

$$n_1 = \frac{n_2 + n_3}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{18 C^2 - 3(n_2^2 + n_3^2) + 6 n_2 n_3} .$$

⁽¹⁾ Cet ouvrage a été publié entretemps sous le titre de *Traité de plasticité pour l'ingénieur*, Edit. Dunod, Paris, 1944.

A la limite de plasticité, si $n_2 = n_3 = 0$ (essai de traction statique simple) $n_1 = \frac{3}{\sqrt{2}} C = Re$.

Si $n_2 = n_3$ (essai de traction statique avec étreinte latérale de révolution) $n_1 = n_2 + \frac{3}{\sqrt{2}} C = n_2 + Re$ ce qui montre l'effet de la double étreinte. L'effet de l'étreinte unique est moindre. Si $n_3 = 0$, $n_1 = \frac{n_2}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{18 C^2 - 3 n_2^2}$.

Si $n_2 = C$, $n_1 = 2,436 C = 1,15 Re$.

Si $n_2 = Re = \frac{3}{\sqrt{2}} C$, $n_1 = Re$.

Dans une éprouvette hétérogène en acier doux de construction, contenant un joint soudé, les valeurs de C et Re sont moindres dans l'acier doux ($C_a = 12 \text{ kg/mm}^2$) que dans le métal d'apport ($C_s > 17 \text{ kg/mm}^2$). D'autre part, dans une éprouvette non recuite, il règne dans la soudure et au voisinage une étreinte due aux tensions directes de retrait. Dans le cas d'une éprouvette cylindrique, on peut admettre que $n_2 = n_3$ (solicitation de révolution); dans la soudure et au voisinage immédiat ce sont probablement des tractions. Elles sont nulles à la périphérie et leur maximum dans la partie axiale de l'éprouvette doit être peu élevé.

Les glissements ne se produiront que lorsque

$$n_1 = n_2 = Re_s;$$

ils apparaîtront en surface dès que $n_1 = \frac{3}{\sqrt{2}} C_s = Re_s$.

$Re_a = \frac{3}{\sqrt{2}} C_a$ est alors depuis longtemps dépassée; le palier d'étrépage s'est produit dans l'acier doux ainsi que l'écrasement ultérieur. Le corps en acier doux de l'éprouvette a déjà subi d'importantes déformations permanentes alors que le joint soudé est encore à l'état élastique (fig. 56). Le diagramme classique (n_1, δ) a de ce fait une signification complexe: il intègre l'effet de régimes de déformation entièrement différents dans l'étendue de la base de mesure de l'allongement.

La tension conventionnelle de rupture du barreau $R = \frac{P_{\max}}{\omega_{\text{init}}}$ est peu supérieure à $n_{1cr} = n_2 + Re_s$, limite élastique apparente de la soudure dans le barreau. L'effet de n_2

ne s'exerce pas en surface, ou $n_2 = 0$, et n'est guère discernable pour la partie centrale de l'éprouvette. Elle doit d'ailleurs sensiblement s'annuler dans toute l'étendue de la soudure lorsque la limite élastique Re_a de l'acier de base est atteinte (voir chap. II, § 8).

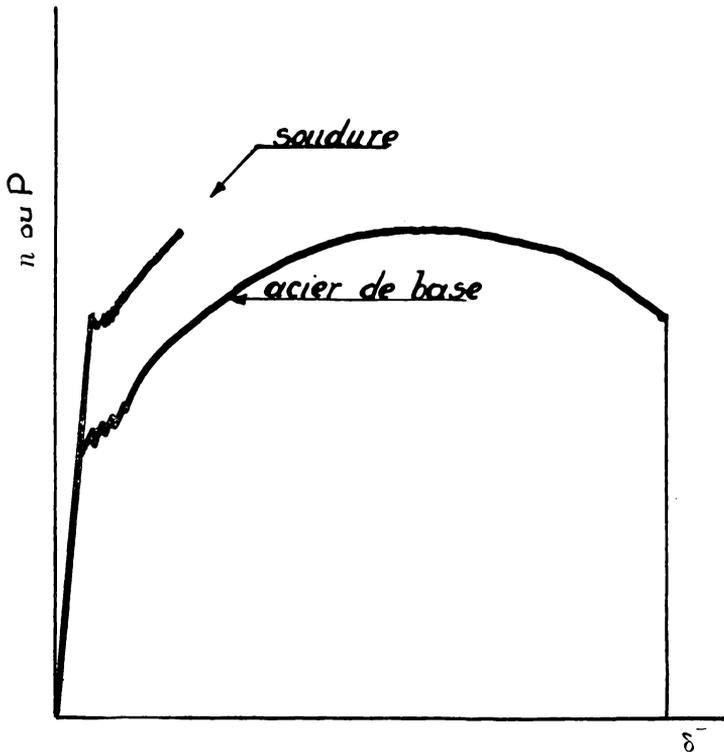


FIG. 56. — Courbes des tensions rapportées à la section initiale.

Si $Re_s > Re_a$, l'essai de traction statique d'un joint soudé est illusoire, le joint n'est pas éprouvé. Cela est vrai à ce point que de graves défauts dans la soudure ne changent rien au phénomène ⁽¹⁾. Le recuit de l'éprouvette au-dessus du point de transformation (refroidissement à l'air) atténue plus ou moins le phénomène, mais ne le supprime pas. L'atténuation semble

⁽¹⁾ Cf. H. Louis, *Résultats de la radiographie dans la détection des défauts macroscopiques des soudures* (Mémoires de l'A. I. Lg., n° 4, 1943).

plus forte avec l'acier de base S.M. qu'avec l'acier Th. L'emploi d'acier à haute limite élastique voisine de celle de la soudure, pour autant que cette propriété résulte de sa composition métallurgique et ne soit pas affectée par le traitement thermique dû à la soudure, atténue le processus exposé ci-

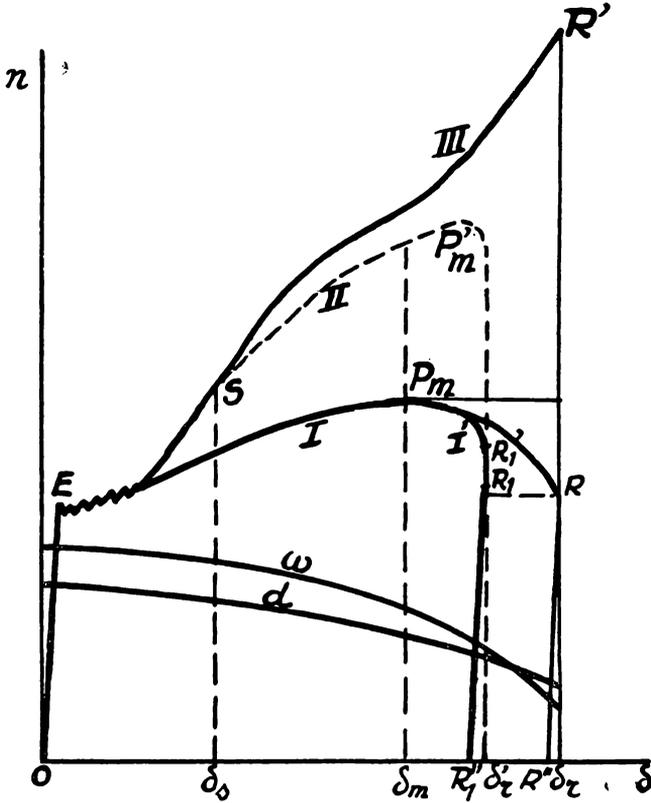


FIG. 57.

- I. Courbe OEP_mR = tension obtenue en divisant la charge totale par la section initiale.
- IV. Courbe OEP_mR_1 = idem, en faisant abstraction des allongements de la partie strictionnée de l'éprouvette.
- II. Courbe $OESP'_mR'_1$ = tension obtenue en divisant la charge totale par la valeur variable d'une section transversale située en dehors de la zone strictionnée et en faisant abstraction des allongements de celle-ci.
- III. Courbe $OESR'$ = tension obtenue en divisant la charge totale par la valeur variable de la section où se produit le maximum de striction.

dessus mais en laisse généralement subsister les grandes lignes.

Ce problème et d'autres, qui seront considérés dans la suite, nous ont conduit à approfondir l'analyse de l'essai de traction statique simple d'un barreau homogène, suivant la voie déjà suivie par des expérimentateurs antérieurs, tels Barba (1880) et Considère (1888). Cette expérience est définie en termes généraux assez sommaires dans *Elastizität und Festigkeit* de C. Bach (8^e édition, 1920) pour un barreau homogène, mais sans discussion ni détails ni résultats numériques comparatifs. Elle a été plus approfondie par Ludwik et von Moellendorf (¹).

L'essai statique est effectué très lentement (accroissement de charge de 1.000 kg pour 227 mm², soit 4,38 kg/mm² par minute). Les éprouvettes sont divisées de centimètre en centimètre. Pour divers états de charge successifs au delà de la limite élastique, on mesure les allongements et les diamètres moyens de tous les tronçons. Lorsque la striction est devenue franche, on mesure la variation du diamètre minimum en fonction de la charge. On peut ainsi tracer (fig. 57) en fonction de l'allongement proportionnel total δ , les diagrammes de variation du diamètre minimum, de la section minimum et de la tension rapportée à la section minimum instantanée (courbe III) en plus de la variation de la tension conventionnelle rapportée à la section initiale (courbe I), qui est proportionnelle à la charge. On relève aussi la variation du diamètre tout le long de l'éprouvette pour diverses charges jusqu'à la rupture, et la variation des allongements le long de l'éprouvette, après rupture. On en déduit l'allongement cumulé de rupture. La mesure des allongements partiels paraît relativement peu précise, mais la vérification par comparaison des allongements cumulés à l'allongement total est cependant excellente. On peut calculer l'allongement moyen de rupture dans la partie non strictionnée.

Pour une éprouvette de longueur $2\sqrt{66,67\text{ S}}$, il n'est pas beaucoup inférieur à l'allongement proportionnel total, striction comprise. Avant la striction et en dehors de la zone intéressée à la striction, on remarque que la répartition de l'allongement est assez uniforme de même que celle de la contraction latérale tout le long de l'éprouvette. De petits accidents de va-

(¹) Cf. G. SACHS, *Grundbegriffe der mechanischen Technologie der Metalle*, Leipzig, 1925.

riation, de sens inverse dans les deux courbes, se remarquent en dehors de la zone de striction. Ils sont peu importants et résultent vraisemblablement des hétérogénéités courantes du métal. Dans les limites de la précision avec laquelle peut se faire la vérification en dehors de la zone strictionnée, les variations de volume, calculées à partir des allongements longitudinaux et des contractions transversales, sont pratiquement nulles pendant la déformation jusqu'à rupture. Une vérification globale est possible par la pesée dans l'air et dans l'eau avant et après rupture ; elle est probante. On admet d'ailleurs couramment que la striction se fait à volume constant. (Il ne faut pas confondre avec les déformations élastiques qui entraînent théoriquement des variations de volume dans l'acier parce que le coefficient de Poisson μ est $< \frac{1}{2}$; pratiquement elles sont négligeables et s'évanouissent d'ailleurs par la rupture.)

Un essai de traction ainsi conduit devient une expérience de laboratoire très délicate et exigeant des opérateurs adroits et entraînés.

Pour les éprouvettes qui ont permis les meilleures mesures et observations, l'origine vraie de la striction géométrique (point S, fig. 57) peut être définie. Elle est décelable sur les diagrammes avant la charge d'apparition visuelle sensible et se situe avant le maximum de la charge, généralement à partir de 10 % d'allongement général.

Elle semble précéder le point d'inflexion de la courbe des tensions rapportées à la section minimum. Donc, la résistance totale augmente encore notablement après que la striction a commencé. Lorsque la charge atteint son maximum, la striction géométrique devient franche et la pièce est virtuellement rompue. La diminution subséquente de la charge et la variation des tensions réelles dépendent de la machine d'essai et de la vitesse d'allongement ⁽¹⁾ ; il a été constaté incidemment que la striction se poursuit sous charge constante inférieure à celle correspondant à la même abscisse d'allongement sur la courbe de variation de la charge, mais supérieure à la charge de rupture (fig. 59).

La charge de rupture réelle est donc plus ou moins relative ainsi que la tension résultant de son quotient par la section strictionnée. La signification de ce dernier facteur doit

(¹) Cf. l'expérience de 1884 d'A. Vierendeel.

être considérée avec une certaine réserve. Quant au quotient de la charge maximum par la section strictionnée, il est dépourvu de toute signification. En vue du calcul, le seul coefficient de rupture défini est le *quotient de la charge maximum par la section initiale* ; il n'a pas de signification physique. Le quotient de la charge maximum par la section minimum correspondante (striction déclarée) a une signification physique : c'est la tension limite pratique d'écoulement macroscopique de l'acier, c'est-à-dire de début de rupture. Jusque-là, l'acier a éprouvé une consolidation par écrouissage, bien que la striction fût déjà faiblement amorcée. Après, la résistance de la matière est vaincue, bien que la tension augmente encore jusqu'à la rupture dans la section strictionnée. La variation subséquente de cette tension est probablement influencée par la vitesse d'allongement, parce que la section décroît plus vite que la charge. On constate que l'allongement moyen de rupture en dehors de la striction est supérieur à celui qui correspond à la charge maximum, tandis que le diamètre moyen est inférieur ⁽¹⁾. Donc la partie non strictionnée de l'éprouvette s'allonge et se contracte encore légèrement après le maximum de la charge, mais vraisemblablement d'une manière rapidement décroissante lorsque la striction s'amplifie. On doit donc considérer que le commencement mécanique véritable de la striction correspond au maximum de la dilatation répartie, tel qu'on le détermine après rupture.

On peut admettre que la courbe de la tension obtenue en divisant la charge totale par la valeur variable d'une section transversale située en dehors de la zone strictionnée, en fonction de l'allongement proportionnel au même point, a la forme de la courbe II (fig. 57) et celle de la courbe I si la tension est rapportée à la section initiale. δ/r est l'allongement de rupture réparti moyen, en dehors de la zone strictionnée.

La courbe de la tension vraie de traction, c'est-à-dire relative à la valeur instantanée de la section dans laquelle se produit la striction, devrait être rapportée aux allongements vrais correspondants, qui s'obtiennent par la relation $\delta_s = \frac{\varphi_s}{1 - \varphi_s}$, dans laquelle φ_s est la valeur correspondante de la striction. On la rapporte parfois aussi aux valeurs de φ_s comme abscisses. Les valeurs maxima de δ_s et de φ_s (qui cor-

⁽¹⁾ Cette observation a déjà été notée par Ludwik. Cf. G. SACHS, *op. cit.*

respondent à φ_r) pour les aciers doux sont beaucoup plus grandes que δ_r et leur emploi est incommode. Cela ne présente pas d'intérêt spécial pour la question traitée ici.

Jusqu'à la striction franche, tout le barreau travaille uniformément en moyenne et le diagramme $\left(\frac{P}{\omega_{\text{init}}}, \delta\right)$ est valable dans toute son étendue. Après le maximum de la charge, la partie du barreau qui ne participe pas à la striction se déforme encore suivant la courbe I' , puis après rupture, en dessous du point R_1 , suivant une droite R_1R_1'' de coefficient angulaire E . L'aire du diagramme $OEP_mR_1R_1''$ représente le travail de rupture par unité de volume uniformément réparti ou *résistance vive d'érouissage*. Ceci diffère de la conception de Bach qui limite cette aire à l'ordonnée de P_m (ce qui correspond à l'hypothèse théorique du commencement de la striction coïncidant avec le maximum de la charge). On peut le représenter par $\int_0^{\delta_r'} \frac{P}{\omega_{\text{init}}} d(\delta)$, car la droite de décharge R_1R_1'' s'écarte peu d'une perpendiculaire à l'axe des δ . Théoriquement, δ_r' correspond au point R_1'' et δ_r au point R'' . La surface complémentaire du diagramme $\int_{\delta_r'}^{\delta_r} \frac{P}{\omega_{\text{init}}} d(\delta)$ se rapporte au travail d'écoulement et de dislocation qui concerne uniquement la partie strictionnée. Plus exactement pour tout le *travail de striction*, il faut écrire $l \int_{\delta_r'}^{\delta_r} P d(\delta)$, l étant la distance entre repères d'allongement total. Ce facteur a une signification physique concrète. Il diminue lorsque la striction diminue et que l'écart entre δ_r et δ_r' diminue; il est nul en absence de striction $\delta_m = \delta_r = \delta_r'$. Dans l'interprétation énergétique du diagramme (P, δ) , il est le terme qui semble pouvoir être mis en rapport avec la *résilience*, telle qu'elle résulte de l'essai de choc sur barreau entaillé. Ce point sera repris plus loin. Pour exprimer le travail total relatif à la partie strictionnée, il faut ajouter au travail de striction proprement dit le terme de la résistance vive répartie correspondante. Si l' désigne la longueur de l'éprouvette affectée par la striction, le travail relatif à la zone strictionnée est

$$l' \int_0^{\delta_r'} P d(\delta) + l \int_{\delta_r'}^{\delta_r} P d(\delta) = \\ l' \int_0^{\delta_r} P d(\delta) + (l - l') \int_{l'r}^{\delta_r} P d(\delta).$$

En ce qui concerne la signification des diverses phases du phénomène, on peut se représenter que la première partie caractérisée par la répartition quasi uniforme de l'énergie dans tout le corps de l'éprouvette, correspond à des glissements affectant principalement la microstructure de l'acier. Dans la

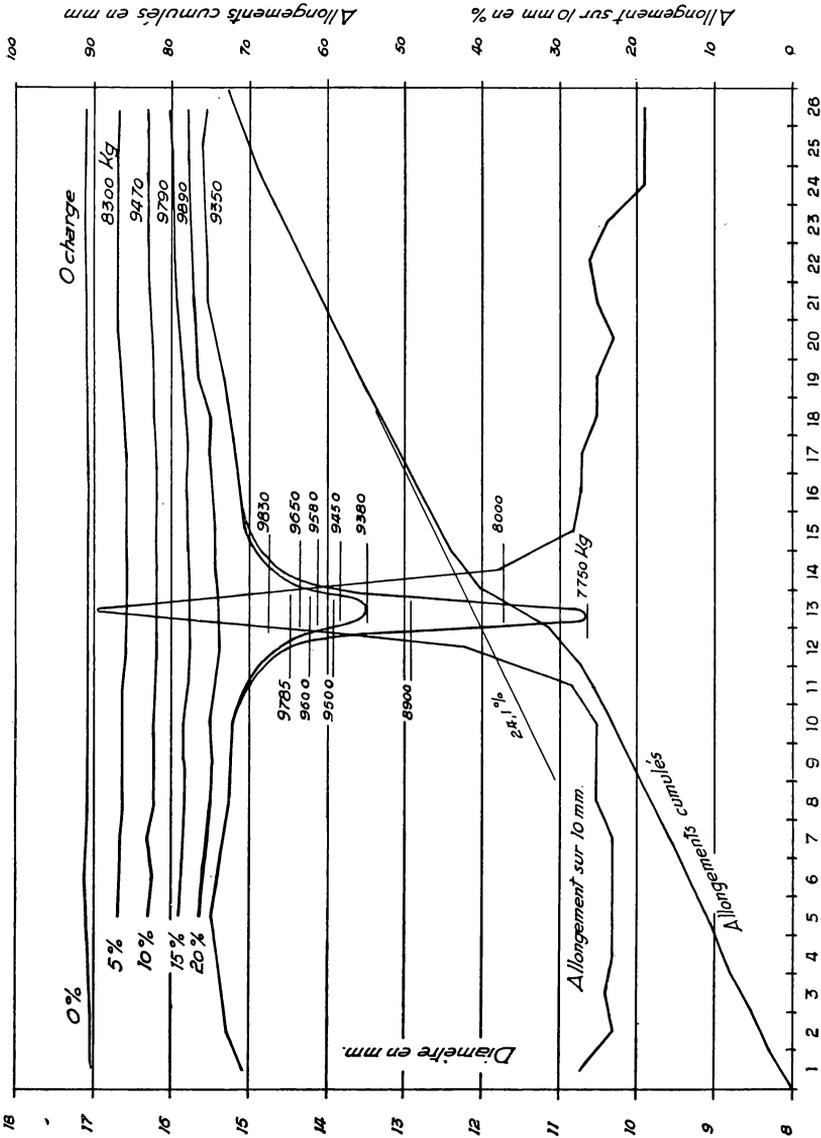


FIG. 58. — Epruvette n° A. 21.
Variation du diamètre au cours de l'essai.

partie strictionnée, il s'agirait plus vraisemblablement de glissement affectant la structure polycristalline, amenant sa dislocation progressive qui aboutit à la rupture.

Quant au phénomène discontinu des limites élastiques apparentes supérieure et inférieure, qui est loin d'être régulier pour l'acier doux et ne se manifeste pas toujours, on peut se demander s'il ne correspond pas à une cession d'orientation affectant la microstructure aux lisières des cristallites en rapport avec une répartition non uniforme des tensions dans tout le volume de l'éprouvette, plutôt qu'une conséquence unique de films marginaux d'impuretés intercrystallines ⁽¹⁾.

Les figures 58 et 59 reproduisent à titre d'exemple l'essai de traction analytique d'un barreau homogène d'acier doux.

Dans le cas d'éprouvettes hétérogènes comportant un joint soudé, l'analyse précédente devient encore plus compliquée. La variation de répartition des allongements et de la contraction des diamètres (la soudure faisant progressivement saillie lorsque la charge croît) entraîne une diversification de diagrammes (n_1 , δ) en divers points. Si la limite de glissement de la soudure est atteinte avant la charge maximum P_m , on peut par la mesure des allongements intermédiaires et de rupture, distinguer avec une approximation suffisante la part de la résistance vive afférente à la longueur franche occupée par l'acier de base entre les repères d'allongement et celle relative au joint soudé et au métal qui y est assimilable.

Quant au travail de striction obtenu par différence avec le travail total, il ne concerne que le volume strictionné du métal de base comme dans une éprouvette homogène. Les figures 60 et 61 concernent l'essai analytique de traction d'une telle éprouvette hétérogène pour le même acier qu'aux figures 58 et 59.

Dans le cas accidentel de double striction, qui peut affecter notamment les éprouvettes soudées, la répartition du tra-

(¹) E. A. DAVIS, *The effect of the speed of stretching and the rate of loading on the yielding point of mild steel* (*Journal of Applied Mechanics*, december 1938).

Le phénomène est influencé par les défauts des éprouvettes, notamment aux amarrages. Dans les machines ordinaires imposant une vitesse d'allongement déterminée de l'éprouvette, les seules qui laissent apparaître le phénomène, il est atténué ou supprimé par la mise en série avec l'éprouvette d'un ressort assez puissant et déformable. Le phénomène ne s'observe naturellement pas dans les machines imposant une vitesse définie de croissance à la charge.

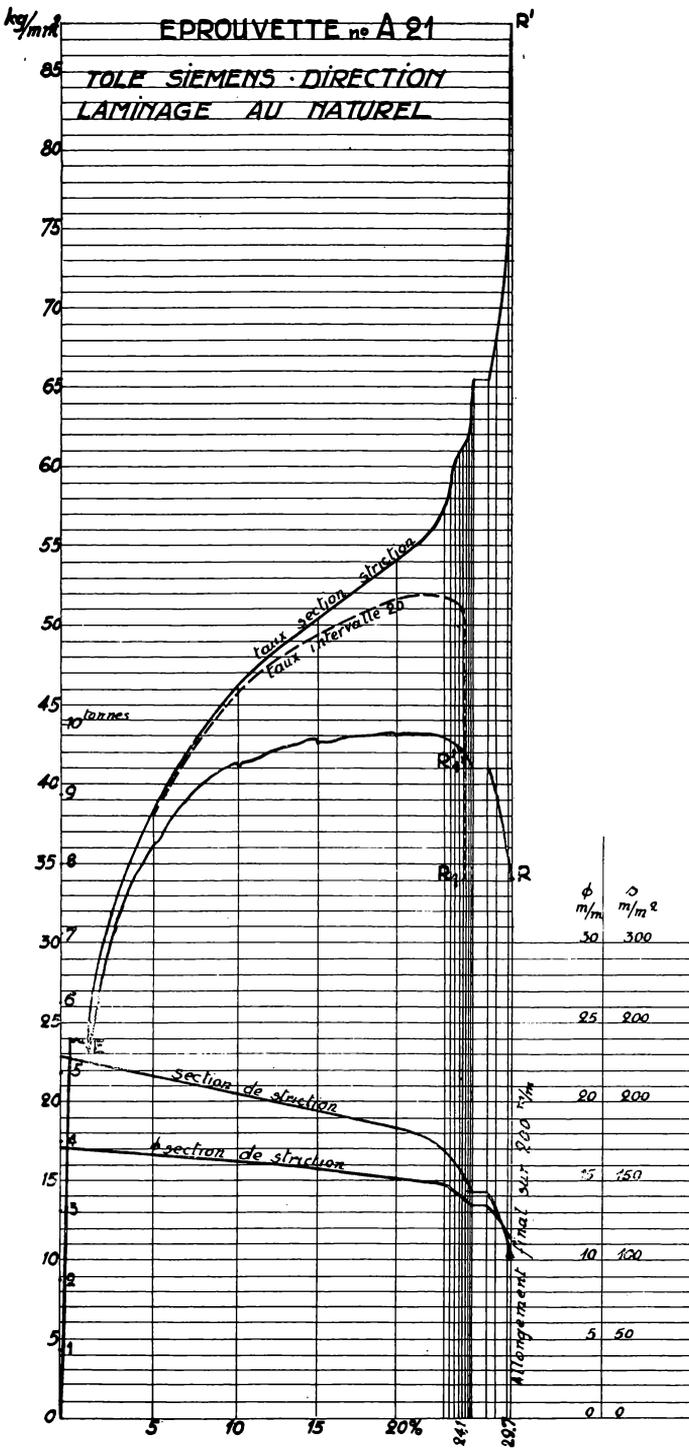


FIG 59.

vail de striction est naturellement impossible. Les amorces de striction ne conduisant pas à rupture sont d'ailleurs peu développées. Nous avons à plusieurs reprises observé de triples

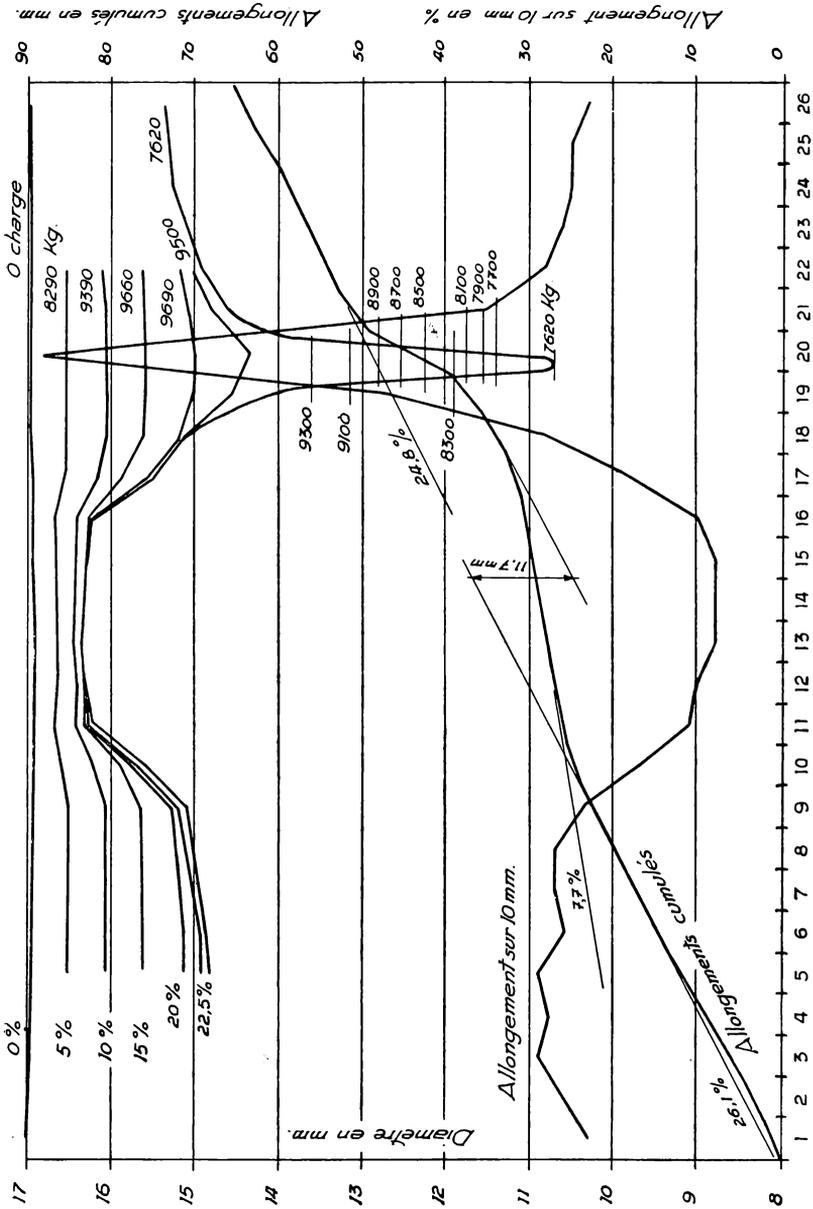


FIG. 60. — Eprouvette n° I. 21.
Variation du diamètre au cours de l'essai.

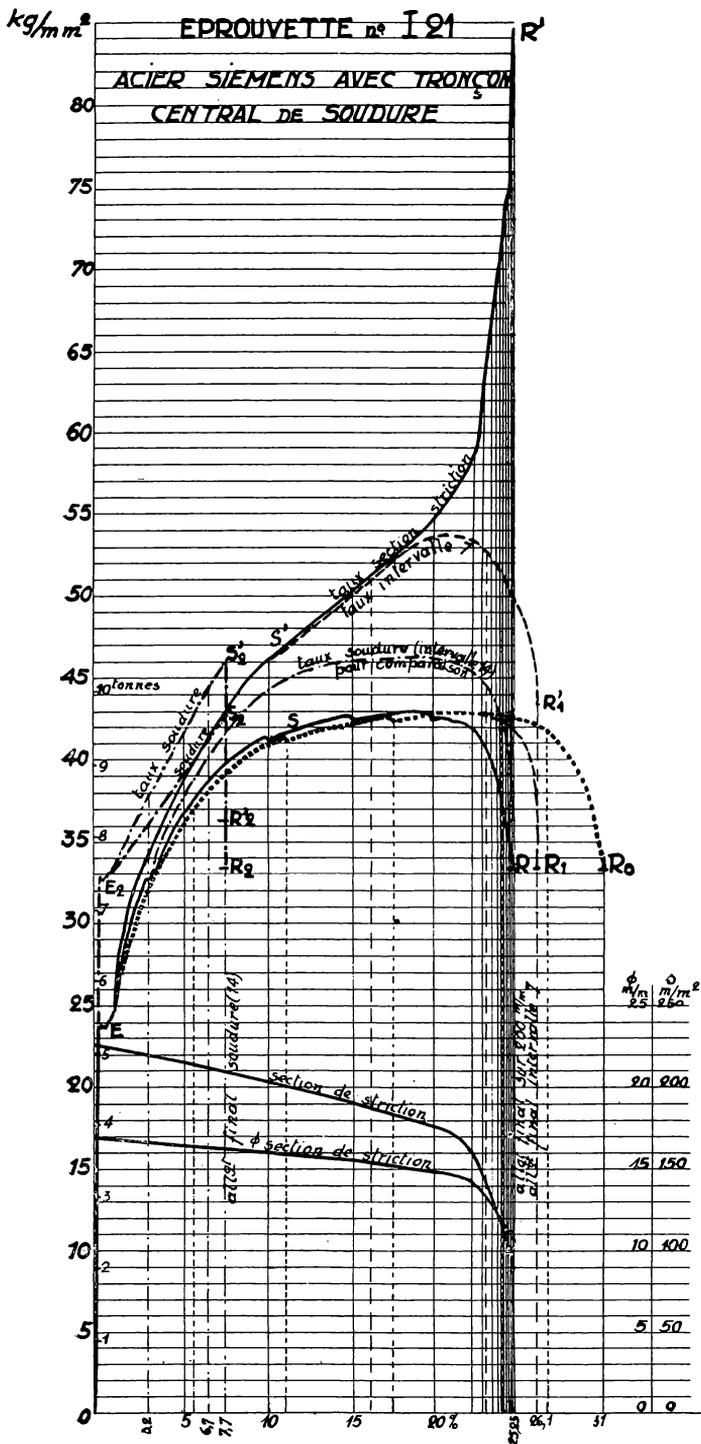


FIG. 61.

amorces de strictions dans les barreaux prélevés perpendiculairement au laminage dans des plats épais, sous un double cordon d'angle d'assemblage à l'âme. Ces strictions se présentaient dans l'espace entre les deux soudures et de part et d'autre de celles-ci. Dans un cas, la rupture s'est produite dans une quatrième striction, près d'une tête. Ces éprouvettes ne contenaient pas de soudures mais étaient prélevées sous les soudures et au voisinage de celles-ci. Les multiples strictions révèlent l'hétérogénéité et le durcissement provoqués par des cordons de soudure dans le métal avoisinant.

Nous avons effectué fréquemment des essais de traction sur éprouvettes plates portant un cordon longitudinal de soudure déposé sur une face ou deux cordons longitudinaux symétriques sur deux faces parallèles. Ces cordons ont une moindre ductilité et un moindre allongement de rupture que le métal de base ; ils se fissurent avant la rupture du barreau, souvent en plusieurs endroits. Ces fissures perturbent l'essai, donnent lieu parfois à plusieurs amorces de striction et localisent la rupture ; l'allongement de rupture est diminué. Dans certains cas, elles empêchent la striction et donnent lieu à des ruptures de caractère spécial, sans striction, dont il sera traité au chapitre suivant. Les cordons de soudure transversaux ont un tout autre effet ; ils donnent souvent lieu à double striction de part et d'autre des cordons et rejettent la rupture en dehors.

2. Résistance vive de traction par choc

Certaines apparences de rupture de constructions soudées, pouvant être sollicitées dynamiquement avec accompagnement de chocs, ont conduit à évoquer l'hypothèse de fragilité au choc, le plus souvent de l'acier de base, soit de la soudure. Nous avons investigué cette hypothèse et ne l'avons jamais trouvée exacte en essai de traction par choc unique. Au contraire, cette sollicitation a, dans toutes nos expériences, accusé nettement la ductilité des aciers. Les résultats de l'essai sont :

- Le travail absorbé à la rupture ;
- L'allongement proportionnel entre repères ;
- La striction.

Les deux derniers facteurs ont été généralement élevés et du même ordre de grandeur que ceux résultant de l'essai de traction statique pour un barreau homogène. On peut relever la répartition des allongements sur une éprouvette divisée. Elle dénote des allongements répartis (fig. 62), analogues à ceux

d'une éprouvette rompue statiquement. On relève incidemment de doubles strictions. La comparaison du travail absorbé à la résistance vive calculée d'après un diagramme de traction statique n'est généralement pas pertinente, parce que le travail absorbé comporte la part revenant à la striction, qui dépend des dimensions de l'éprouvette et de la distance des repères.

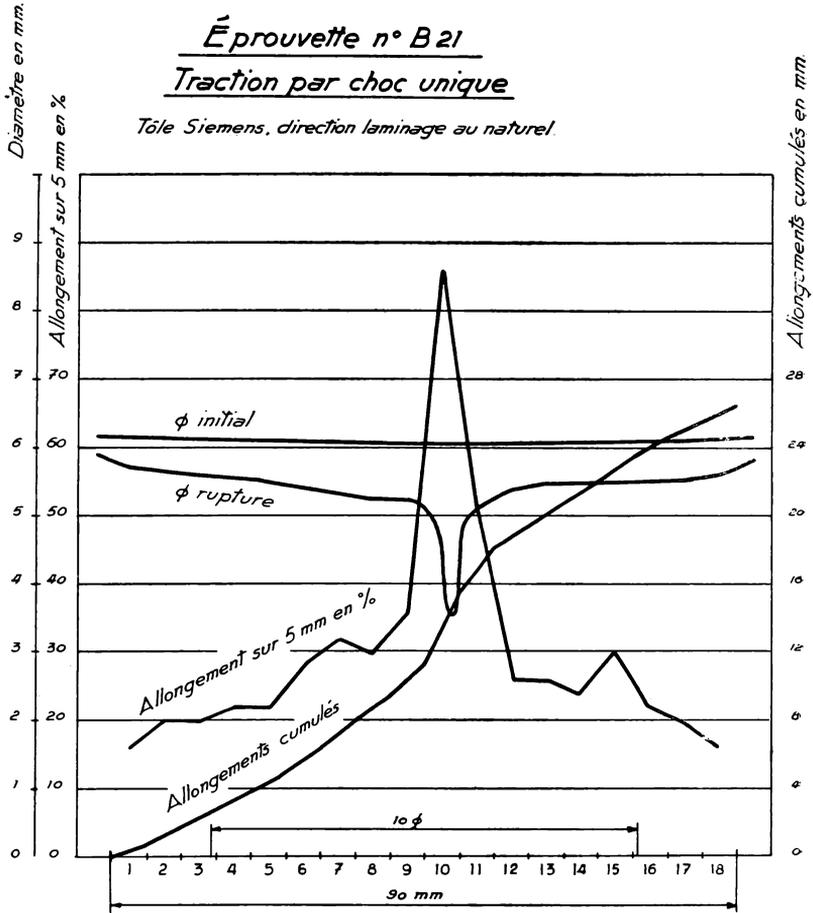


FIG. 62.

Même pour des éprouvettes identiques (celles de choc sont généralement de dimensions plus réduites que celles de traction statique) l'intervention des congés de raccord du fût aux têtes et des déformations de celles-ci dans le travail absorbé

total rend toute comparaison incertaine. Les indices d'allongement réparti et de striction permettent une comparaison franche. L'allongement global est naturellement affecté par la distance entre repères, en raison de la striction. Dans une communication du 15 avril 1937 à l'A. B. E. M., M. P. Duwez constatait que pour des éprouvettes présentant différentes valeurs de la longueur l du fût cylindrique, l'énergie de choc de rupture satisfaisait à la loi

$$T = Kl + K'.$$

Cette observation est à mettre en parallèle avec l'analyse faite au § 1. Le terme Kl correspond à la résistance vive répartie, K' représente l'énergie de striction et de rupture, qui serait la même indépendamment de la valeur de l .

La définition de constantes telles que K et K' correspond à la conception de Bach au sujet de la traction statique qui rend insuffisamment compte du phénomène, du fait que la partie non strictionnée de l'éprouvette continue encore à se déformer pendant la striction. Ceci n'est naturellement pas vérifiable sur une éprouvette de choc. Les résultats expérimentaux de M. Duwez ont pu être influencés par la forme assez spéciale des éprouvettes, notamment pour les éprouvettes courtes. Si la formule linéaire proposée rend certes compte des expériences, l'explication qui en est donnée est trop rudimentaire. La loi expérimentale de M. P. Duwez ne concorde pas avec celle de M. L'Hermite ⁽¹⁾, qui est une loi linéaire un peu plus complexe.

Dans une série d'expériences de 1938, nous avons constaté une dispersion des constantes K et K' , ce qui signifie que K et K' ne sont pas identiques pour toutes les éprouvettes en raison des seules hétérogénéités du métal. Néanmoins, toutes ces expériences confirment le caractère de ductilité et non de fragilité décelé par l'essai de traction par choc. Nous avons eu l'occasion de le vérifier aussi sur de l'acier à rail Thomas ordinaire (70 kg/mm², 0,44 % C). Il est à noter que l'adoucissement de cet acier par un recuit à 800° C diminuait le travail et l'allongement de rupture.

Dans le cas d'éprouvettes hétérogènes soudées d'acier doux,

⁽¹⁾ *Contribution à l'étude de la traction par choc des métaux (Annales de l'Institut technique du Bâtiment et des Travaux publics, novembre-décembre 1938).*

en raison de la ductilité de l'acier de base, le joint soudé est de nouveau hors cause dans l'expérience, la rupture se produit invariablement en dehors. Il peut y avoir double striction (fig. 63).

Nous n'avons pas étudié d'éprouvettes hétérogènes avec défauts de soudure, mais il est probable, d'après ce qui précède, que le résultat général doit être le même qu'en trac-

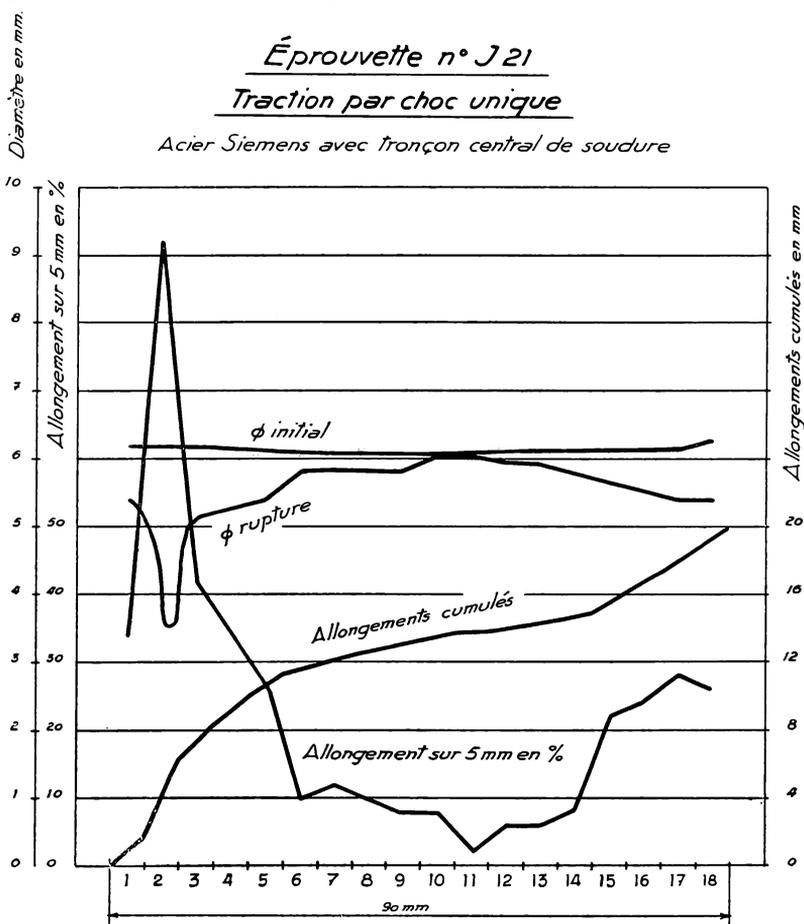


FIG. 63.

tion statique si les défauts ne sont pas très considérables. Toutefois, par écrouissage général de l'éprouvette hétérogène (allongement de 5 %), nous avons obtenu une rupture dans

la soudure, avec une striction considérable, tant pour l'acier de base Th. que S.-M. Dans le cas du recuit de l'éprouvette hétérogène, la rupture s'est produite de la même manière, avec forte striction dans la soudure, pour l'acier de base S.-M., tandis qu'elle s'est produite *hors de la soudure* pour l'acier de base Th., avec forte striction de rupture et une deuxième striction à l'autre extrémité, en dehors de la soudure.

En conclusion, la fragilité de choc n'existe pas dans un métal ductile, n'est pas produite par la soudure et n'existe pas non plus dans le joint soudé. La différence entre l'essai statique et l'essai de choc consiste dans un grand écart entre les vitesses de mise en charge ; il est certain que le comportement général des éprouvettes soudées est quasi indépendant de cette vitesse. La raison en est donnée par l'explication physique de ce comportement, qui est indépendante de la vitesse. L'influence de la rapidité de déformation et de croissance de charge est d'ailleurs effective, non seulement sur la limite apparente d'élasticité, mais aussi sur la charge de rupture ⁽¹⁾ ; elles augmentent toutes deux avec cette vitesse.

Les notions répandues sur les effets de chocs et la prétendue fragilité qui en résulte sont donc erronées. Ces notions dérivent souvent de l'essai de choc sur barreau entaillé (pour la détermination de la résilience), qui est un essai de nature toute particulière et d'interprétation spéciale.

3. Résistance aux chocs de traction répétés

La même hypothèse de fragilité relative à des constructions soudées pouvant être sollicitées dynamiquement, avec accompagnement de chocs susceptibles d'être répétés, nous a incité à étudier les ruptures par chocs de traction répétés, au pilon de choc répété Amsler. Il s'agit de choc par traction sur éprouvettes cylindriques assez petites. La fréquence des chocs est de 630 coups par minute ; leur énergie est réglable. L'essai est assez difficile ; il a fallu mettre au point la forme des éprouvettes, des têtes et des mordaches, pour éviter les ruptures fréquentes aux têtes. Les éprouvettes doivent être parachevées d'une manière très soignée. Les repères d'allongement gravés entraînent des ruptures défectueuses et prématurées. L'éprou-

(¹) Cf. E. A. DAVIS, *op. cit.*

vette doit être bien polie. Après mise au point, les résultats ont été satisfaisants. L'essai accuse aussi nettement la ductilité de l'acier. Les barreaux présentent souvent après rupture l'ap-

Éprouvette n° C21

Traction par chocs répétés.

Tôle Siemens, direction laminage au naturel

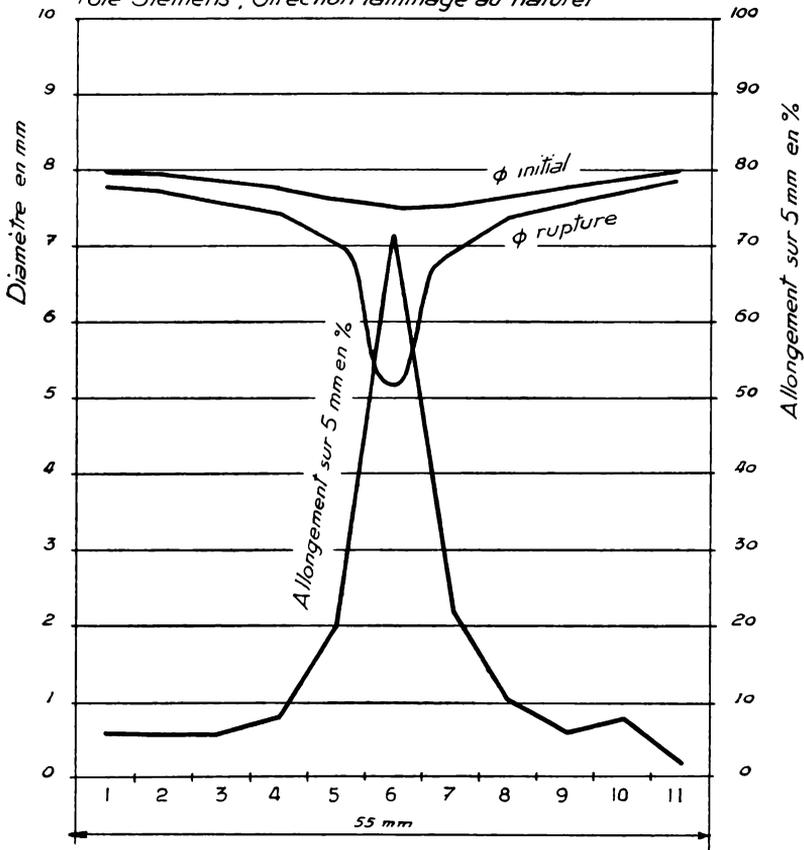


FIG. 64.

arence d'un écouissage général, la surface ayant un aspect corroyé. L'allongement total et la striction sont élevés, l'allongement réparti aussi. Les éprouvettes portent souvent de nombreuses gerçures et fissures superficielles en dehors de la

rupture. Ces fissures existaient avant la rupture ⁽¹⁾, qui est produite par la progression de l'une d'elles. La matière est donc profondément disloquée par ce mode de sollicitation,

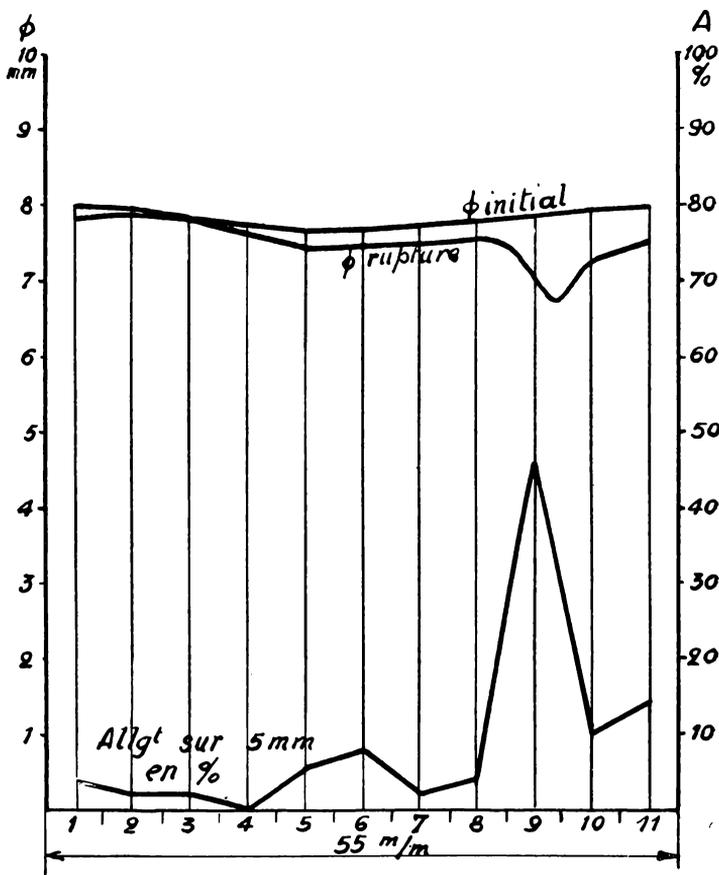


FIG. 65. — Tôle en acier Thomas.
Sens du laminage. Tronçon central de soudure.

mais il n'en résulte pas moins de grands allongements et une striction importante (fig. 64). Dans le cas de l'éprouvette

(¹) Ce phénomène a été observé sur l'acier S.-M. comme sur l'acier Th., pour diverses directions de sollicitation, notamment dans le sens perpendiculaire au laminage et pour divers états structuraux, notamment après écrouissage, vieillissement artificiel, recuit et après trempé. Enfin, il a été observé aussi sur des éprouvettes hétérogènes soudées.

hétérogène, pour les raisons déjà indiquées aux §§ 1 et 2, la partie soudée n'est de nouveau guère sollicitée si elle est sans défaut et les conclusions générales sont les mêmes.

Cependant, cet essai est un essai d'endurance en même temps qu'un essai de choc. Comme dans tous les cas d'endurances, le résultat est fortement influencé par les solutions de continuité (effet des repères gravés signalé ci-dessus et des raccords aux têtes). Des soudures défectueuses sont très sensibles aux chocs répétés. Nous nous référons à ce sujet aux indications qui suivent sur l'endurance.

Pour cette raison et à cause des dimensions limitées de l'éprouvette dans laquelle la partie du métal de base qui subsiste entre la soudure centrale et les têtes est très restreinte, la rupture se produit généralement, lorsque la soudure est saine, à la limite de la soudure et du métal de base, ou à cheval sur cette limite, dans une région à structure très hétérogène. Dans ce cas, la striction et l'allongement de rupture (30 à 40 % au maximum d'allongement local) sont plus réduits. Des soudures présentant de légers défauts (bulles) cassent dans la soudure, avec des strictions et allongements prononcés. Un cas très spécial est celui d'une rupture dans le métal de base, près d'une tête, avec striction sans rupture dans la soudure, sans défaut de celle-ci. Ceci accuse bien le double caractère d'essai de choc et de fatigue (fig. 65). Les aciers Th. et S.-M. ont des comportements semblables, à l'état naturel ou recuit. En cas d'érouissage général (allongement de 5 %), il se produit aussi des ruptures dans la soudure avec striction et allongement importants.

4. Endurance de traction des joints soudés

Les premières publications systématiques ⁽¹⁾ sur l'endurance des joints soudés datent d'une dizaine d'années (en 1944). Elles retinrent très vivement l'attention et leurs résultats influencèrent l'établissement des projets de constructions soudées sans discernement suffisant. Le résultat brutal fut le suivant. Les essais de fatigue avaient établi une grande supériorité d'endurance des joints soudés bout à bout sur les joints

⁽¹⁾ Cf. Premier Congrès international des Ponts et Charpentes, Paris, 1932. Conclusions III; — Deuxième Congrès international des Ponts et Charpentes, Berlin, 1936. Vœux, thème III. — WARNANT et ROSENTHAL, *Introduction à l'étude des soudures*, 1937.

à couvre-joints et cordons d'angle, frontaux ou latéraux. Les soudures d'angle subirent de ce fait une grande défaveur ; on y substitua à peu près généralement des soudures bout à bout. Des expériences désastreuses qui ont été la conséquence de cette méprise n'ont pas encore actuellement, pensons-nous, dissipé les idées inexactes qui ont cours au sujet des rapports entre l'endurance et la sécurité des constructions soudées. Il est nécessaire de faire toute clarté à ce sujet.

Les valeurs publiées au sujet des limites d'endurance de traction des joints soudés concernent généralement la résistance aux efforts répétés, c'est-à-dire variant de zéro (ou d'une valeur très faible) à un maximum ; c'est l'*Ursprungsfestigkeit* de la terminologie allemande. Beaucoup d'éléments principaux de constructions ne sont pas soumis à une telle sollicitation. Souvent, les éléments principaux des constructions soudées subissent une contrainte permanente supérieure à zéro. Une première manière de concevoir l'endurance est de considérer cette contrainte permanente comme certaine et constituant le minimum constant de sollicitation, par rapport auquel on recherche comme limite d'endurance le maximum de sollicitation pulsante, en dessous duquel la rupture ne se produit pas. L'écart entre ce maximum et le minimum permanent doit être supérieur à la partie variable de la sollicitation ; le rapport des deux peut être considéré comme coefficient de sécurité. Dans cet ordre d'idées, voici les résultats que nous avons obtenus depuis 1938-1939 et dans la suite. Il s'agit d'acier Thomas effervescent, sollicité par traction dans le sens du laminage. La fréquence est généralement de 500 par minute. Deux des faces des éprouvettes sont brutes de laminage ; les deux autres sont rabotées au même degré de finissage.

1. Eprouvette de 50×55 mm (épaisseur 55).

Tension minimum 6 kg/mm².

Tension maximum 24 kg/mm² 1 \times 10⁶ répétitions.

25 kg/mm² 380.000 pulsations, rupture.

L'éprouvette est rompue dans un raccord de 100 mm de rayon à la tête. A l'autre extrémité de l'éprouvette, symétriquement par rapport à la rupture, une fissure transversale de 18 mm de longueur, à peine ouverte, se montre à mi-épaisseur du barreau, sur une face perpendiculaire au plan de laminage (fig. 66).

Limite d'endurance : 24 kg/mm² ; écart : 18 kg/mm².

2. Eprouvette de $40,08 \times 31,28$ mm (épaisseur 31,28).

Tension minimum 6 kg/mm².

Tension maximum 22 kg/mm² 1×10^6 répétitions.

23 kg/mm² 1×10^6 répétitions.

24 kg/mm² $1 \times 10^6 + 18.500$ répét.

25 kg/mm² 288.900 répétitions, rupture.

Limite d'endurance : 24 kg/mm² ; écart : 18 kg/mm².

Rupture normale : partie initiale lisse et matée par la pulsation, suivie d'une partie grenue strictionnée de fin de rupture.

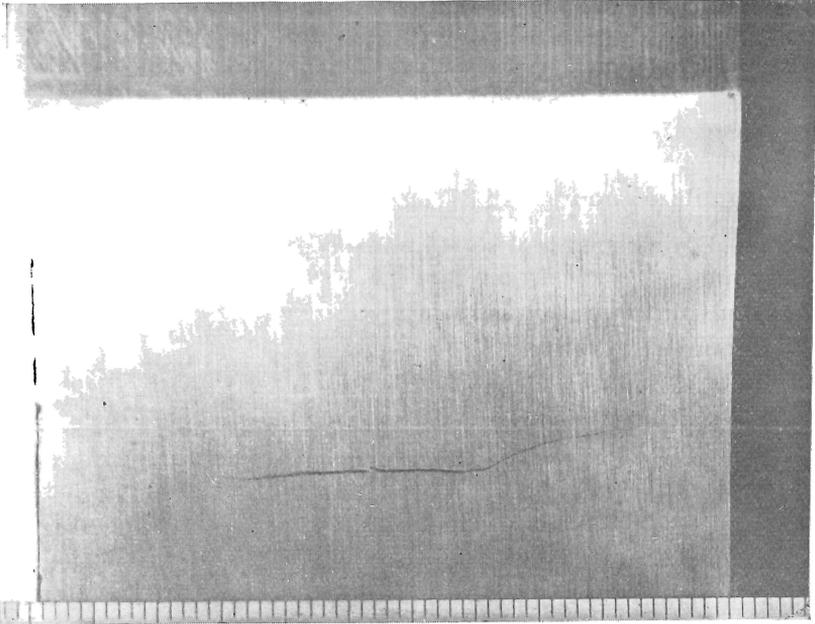


FIG. 66.

3. Eprouvette de $40,7 \times 20$ mm (épaisseur 20).

Tension minimum 6 kg/mm².

Tension maximum 23,5 kg/mm² 1×10^6 répétitions.

24 kg/mm² 1×10^6 répétitions.

24,5 kg/mm² 1×10^6 répétitions.

25 kg/mm² 700.000 répétitions.

26 kg/mm² 250 répétitions, rupture.

Endurance : 25 kg/mm² ; écart : 19 kg/mm².

4. Epreuve de $40 \times 19,9$ mm (épaisseur 19,9).

Tension minimum 6 kg/mm².

Tension maximum 26 kg/mm² 68.000 répétitions, rupture.

L'endurance est inférieure à 26 kg/mm².

N.-B. — Trois sur quatre des ruptures des éprouvettes précédentes sont au raccord d'une tête, en dehors du corps de l'éprouvette (1, 3 et 4), montrant l'influence d'un changement de section cependant progressif. Les limites indiquées sont donc sûres par rapport aux barreaux prismatiques.

5. Epreuve de 40×20 mm (épaisseur 20), longueur 700 mm.

Tension minimum 5 kg/mm².

Tension maximum 25 kg/mm² 2×10^6 répétitions.

26 kg/mm² 1×10^6 répétitions.

27 kg/mm² 1×10^6 répétitions.

28 kg/mm² 86.300 répétitions, rupture.

Limite d'endurance : 27 kg/mm² ; écart : 22 kg/mm².

6. Epreuve de 40×45 mm (épaisseur 45), longueur 700 mm.

Tension minimum 6 kg/mm².

Première éprouvette :

Tension maximum 24 kg/mm² 1.274.000 répétit., rupture.

Deuxième éprouvette :

Tension maximum 23 kg/mm² 2×10^6 répétitions.

L'éprouvette n'est pas rompue.

Limite d'endurance : 23 kg/mm² ; écart : 17 kg/mm².

7. Même éprouvette qu'au 5, ayant reçu au milieu d'une face de laminage un cordon de soudure transversal déposé dans une rainure usinée. Le cordon a été raboté de manière à rétablir la forme géométrique régulière de l'éprouvette.

Tension minimum 5,35 kg/mm².

Tension maximum 8,65 kg/mm² 2×10^6 répétitions.

10,68 kg/mm² idem.

12,71 kg/mm² idem.

14,74 kg/mm² 1×10^6 répétitions.

16,77 kg/mm² idem.

18,70 kg/mm² idem.

20,83 kg/mm² idem.

Tension maximum	22,86 kg/mm ²	1 × 10 ⁶ répétitions.
	24,89 kg/mm ²	idem.
	26,92 kg/mm ²	idem.
	28,95 kg/mm ²	639.000 répétit., rupture.

La rupture est en dehors de la soudure.

Limite d'endurance : 27-28 kg/mm²; écart supérieur à 22 kg/mm².

8. Epreuve identique à la précédente, mais avec deux cordons de soudures symétriques.

Tension minimum : 5,35 kg/mm².

La tension maximum est élevée de 8,65 à 28,95 kg/mm² en 13 × 10⁶ répétitions. L'élévation à 30,98 kg/mm² provoque la rupture en dehors des soudures après 24.500 pulsations supplémentaires.

Limite d'endurance : 29 kg/mm²; écart supérieur : 23 kg/mm².

9. Epreuve identique à celle reprise sous 5 (40 × 20 mm) portant sur une face de laminage une rainure transversale médiane de 1 mm × 1 mm de section.

Tension minimum : 5,11 kg/mm².

Une première éprouvette, sous tension maximum de 24,89 kg/mm², se rompt dans l'entaille après 183.500 répétitions.

Une deuxième éprouvette a été soumise à une tension maximum croissant progressivement de 10,61 à 18,80 kg/mm² (6 × 10⁶ pulsations). A la tension maximum de 20,83 kg/mm², elle s'est rompue dans l'entaille après 586.700 pulsations supplémentaires. Limite d'endurance, environ 20 kg/mm², écart d'environ 15 kg/mm².

10. Même éprouvette qu'en 5, pourvue d'une rainure transversale médiane de 1 mm × 1 mm suivant l'épaisseur (20 mm).

Tension minimum : 5,11 kg/mm².

Une première éprouvette soumise à une tension maximum de 24,89 kg/mm² s'est rompue dans l'entaille après 170.500 pulsations.

Une deuxième éprouvette a été soumise à une tension maximum progressivement croissante de 10,68 à 18,80 kg/mm², en 7 × 10⁶ pulsations.

Sous la tension maximum de 20,83 kg/mm², elle s'est

rompue dans l'entaille après 1.125.000 pulsations supplémentaires. Limite d'endurance, environ 20 kg/mm² ; écart d'environ 15 kg/mm².

11. Même éprouvette qu'en 5, comportant transversalement en son milieu une soudure de chantier à l'état naturel. Chanfrein en X avec défaut d'angle et inclusions de laitier visibles sur les deux faces latérales de l'éprouvette. Soudures non meulées.

Tension minimum : 6 kg/mm².

La tension maximum a été portée progressivement de 10 à 14 kg/mm² en 4×10^6 pulsations. Elle s'est rompue dans la soudure, à partir du défaut d'angle, sous la tension maximum de 16 kg/mm², après 272.000 répétitions supplémentaires.

Limite d'endurance entre 14 et 16 kg/mm² ; écart compris entre 8 et 10 kg/mm².

12. Dans son travail intitulé *Résultats de la radiographie dans la détection des défauts macroscopiques des soudures* (*Mémoires de l'A. I. Lg.*, n° 4, 1943), M. H. Louis a rendu compte de trois essais d'endurance sur éprouvettes 40×15 mm (épaisseur 15 mm), avec tension minimum de 6 kg/mm². Les trois barreaux comportaient une soudure transversale médiane. Les résultats obtenus sont les suivants :

a) Soudure en X, double défaut d'angle, chevauchement des tôles, inclusions de laitier continues, limite d'endurance inférieure à 12 kg/mm² ;

b) Soudure en X, défaut d'angle, inclusions de laitier isolées, double manque de liaison entre la soudure et les faces du chanfrein. Limite d'endurance inférieure à 16 kg/mm².

c) Soudure en X sans défauts appréciables, limite d'endurance inférieure à 20 kg/mm².

Nous renvoyons au mémoire précité pour les détails et photographies, ainsi que pour les résultats d'essais de pulsation sur barres à béton soudées. (Limites de tensions : 10,5 et 18 kg/mm². Les bonnes soudures résistent à 2×10^6 répétitions, les soudures défectueuses se cassent après un nombre de répétitions d'autant plus petit que leurs défauts sont plus graves.)

13. Même éprouvette qu'en 6. Section 44×45 mm (épais-

seur 45). Rainure transversale médiane de 0 mm 5 de largeur et 1 mm de profondeur dans une face de laminage.

Tension minimum : 6 kg/mm².

Tension maximum de 16 à 20 kg/mm² en 4×10^6 pulsations. Sous la tension maximum de 22 kg/mm², l'éprouvette est rompue après 225.000 répétitions supplémentaires.

Limite d'endurance inférieure à 22 kg/mm² ; écart inférieur à 16 kg/mm².

14. Même éprouvette, contenant transversalement en son milieu une soudure de chantier en V (épaisseur 45 mm) recouverte d'un couvre-joint de 25 mm d'épaisseur fixé à l'éprouvette par deux soudures frontales. La soudure en V contenait un défaut d'angle de 5 mm de profondeur, visible sur les faces latérales. Les tensions sont rapportées à la section du plat seul.

Tension minimum 6 kg/mm².

Tension maximum 10 kg/mm² 2×10^6 répétitions.

12 kg/mm² 625.000 répétitions.

Rupture issue du défaut d'angle, suivant le plan bissecteur de la soudure.

Limite d'endurance inférieure à 12 kg/mm² ; écart inférieur à 6 kg/mm².

Une seconde éprouvette identique, essayée entre 8 et 12 kg/mm² s'est rompue après 1.200.000 pulsations, dans la soudure en V, les soudures frontales du couvre-joint n'étant pas rompues. L'une d'elles était cependant fissurée et s'est rompue après 400 pulsations supplémentaires.

15. Une éprouvette de $99,4 \times 18$ mm (épaisseur 18) porte en son milieu une soudure en V, 80,3 (voir chap. 1^{er}), soudée en trois fois, d'abord suivant la moitié centrale du joint, puis suivant les deux quarts extrêmes. Ce mode de soudure exceptionnel a été choisi en vue de créer des tensions directes de retrait. La soudure a été parfaitement exécutée, ainsi qu'en témoigne la radiographie.

Tension minimum 6 kg/mm².

Tension maximum 10 kg/mm² 1×10^6 répétitions.

12 kg/mm² idem.

14 kg/mm² idem.

16 kg/mm² idem.

18 kg/mm² idem.

20 kg/mm² 39.500 répétitions, rupture.

Limite d'endurance comprise entre 18 et 20 kg/mm² peu affectée par les tensions directes de soudure. La cassure s'est produite dans la soudure, qui est parfaite ; elle a dû prendre naissance dans une goutte froide constituant un défaut minime.

16. Eprouvette comme ci-dessus (99,8 × 18,8), comportant un assemblage par double couvre-joint de 12 mm d'épaisseur et de 100 mm de longueur, avec quatre soudures frontales de 12 mm de hauteur et angle de raccord de 35° avec les plats.

Tension minimum : 6 kg/mm².

La tension maximum a été élevée progressivement de 10 à 16 kg/mm² en 4 × 10⁶ pulsations.

La rupture s'est produite dans un plat au bord des soudures sous 18 kg/mm² après 145.000 pulsations supplémentaires.

Limite d'endurance inférieure à 18 kg/mm².

17. Eprouvette comme ci-dessus (99,9 × 19), comportant un assemblage par double couvre-joint de 15 mm d'épaisseur, 150 mm de longueur et 70 mm de largeur, avec quatre soudures latérales de 15 mm.

Tension minimum : 6 kg/mm².

La tension maximum a été élevée de 14 à 16 kg/mm² après un million de pulsations ; l'éprouvette s'est rompue sous 44.500 pulsations supplémentaires. L'éprouvette avait été soudée comme pour les essais de retrait (voir remarque chap. 1^{er}, § 5 b), sans interruption des cordons latéraux au droit du joint du plat central. Ce joint a formé entaille vive, la rupture s'est produite dans la section droite du joint. Elle est tout à fait nette à travers les cordons de soudure et les couvre-joints. La cassure est entièrement amorphe sauf sur une petite longueur des couvre-joints, où elle est cristalline et montre une légère striction suivant l'épaisseur. Ceci semble indiquer que la rupture a progressé à partir des deux extrémités du joint.

L'endurance est donc de l'ordre de 14 kg/mm², écart 8 kg/mm². Le résultat est comparable à celui d'une soudure bout à bout assez défectueuse (11, 12 b). La disposition défectueuse des cordons latéraux ininterrompus au droit du joint en est la cause. Il est nécessaire d'interrompre ces cordons à une assez grande distance du joint.

Une deuxième éprouvette a été confectionnée de cette manière (plats 100 × 19), avec couvre-joints de 15 mm d'épaisseur, 290 mm de longueur et 70 mm de largeur. Les quatre

cordons latéraux étaient interrompus de part et d'autre du joint, sur une distance de 60 mm entre leurs deux extrémités. Après un million de pulsations entre 6 et 16 kg/mm², la rupture s'est produite entre 6 et 18 kg/mm² après 37.000 pulsations supplémentaires dans les couvre-joints au droit des extrémités voisines du joint des cordons de soudure d'un plat. Ces extrémités n'étaient pas usinées et se terminaient par des cratères, dont la morsure dans les couvre-joints semble avoir amorcé la rupture. Un des couvre-joints présente nettement deux petites amorces caractéristiques des ruptures par fatigue aux deux extrémités des cordons ; la partie majeure restante de la cassure offre l'aspect de cassure plane sans striction. L'autre couvre-joint présente une amorce identique peu développée à une extrémité du cordon ; à l'extrémité du dernier cordon, une zone matée beaucoup plus importante (cassure principale de fatigue). Entre les deux, un arrachement important, d'aspect cristallin, marque une légère dépression suivant l'épaisseur (striction). L'endurance peut donc pratiquement être fixée à 16 kg/mm², supposé que le métal de base ne présente pas de défauts graves et que les cratères d'extrémité des soudures ne soient pas défectueux ou corrigés à la lime ou à la meule.

18. Eprouvette en acier Th., section 39,7 × 19,5, comportant sur les tranches deux cordons de soudure longitudinaux (déposés au moyen d'électrodes assez dures).

Tension minimum : 6 kg/mm².

Après un million de pulsations sous une tension maximum de 18 kg/mm², la rupture se produit après 700.000 pulsations supplémentaires sous 20 kg/mm², dans une tête, à l'extrémité d'un cordon.

Endurance : environ 18 kg/mm² ; écart : 12 kg/mm², comme pour un bon joint soudé bout à bout.

Pour résumer cette longue revue, nous pouvons constater que, pour une tension de base de 6 kg/mm² et des tôles ou plats présentant deux faces brutes de laminage, sollicités en traction pulsante dans le sens du laminage, la limite supérieure d'endurance est de 23 à 27 kg/mm², en moyenne 24 (1 à 6).

Une rainure transversale usinée de petites dimensions (0,5 ou 1 mm de largeur × 1 mm de profondeur), dans une face de laminage ou une face perpendiculaire, abaisse cette limite à 20 kg/mm² (9, 10, 13).

Un cordon de soudure transversal déposé dans une rainure usinée et ensuite raboté au ras de la face de laminage, sans défauts, n'abaisse pas la limite d'endurance et tend au contraire à la relever (environ 28 kg/mm² pour 27 sans soudure, essai 7).

Deux cordons symétriques comme ci-dessus élèvent la limite à 29 kg/mm² (8).

Des soudures bout à bout, en X et en V, transversales, influent sur la limite d'endurance par leurs défauts.

a) Soudures sans défauts importants : 20 kg/mm² (12 c et 15);

b) Défauts modérés bien que nettement décelables par la radiographie : 14 à 16 kg/mm² (11, 12 b);

c) Défauts graves, moins de 12 kg/mm² (12 a, 14).

Des cordons longitudinaux sans défauts abaissent la limite d'endurance à 18 kg/mm².

Assemblage par couvre-joint double, avec cordons frontaux sans défauts importants : 16 kg/mm².

Assemblage par couvre-joint double, avec cordons latéraux sans défauts importants : 14 kg/mm² en cas de soudures non interrompues au joint ; 16 kg/mm² en cas de cordons interrompus et bien conformés.

Nous pouvons conclure que l'endurance du métal de base :

1° N'est pas abaissée par l'altération provenant de la soudure, au contraire (en raison de l'augmentation de résistance);

2° Est réduite par une entaille superficielle modérée à la même valeur que celle des joints soudés bout à bout sans défauts décelables par la radiographie ou des cordons longitudinaux superficiels sans défauts.

L'endurance de la soudure transversale bout à bout est inférieure à celle du métal de base, mais modérément lorsque la soudure est sans défaut ; elle atteint alors la même valeur que celle du métal de base affecté d'entailles peu profondes comme il peut s'en produire du fait de l'usinage ou de la manutention (6-20 kg/mm²). Elle n'est pas beaucoup affectée par les tensions directes de soudure mais elle diminue sensiblement en fonction des défauts des soudures, jusqu'en dessous de 12 kg/mm². Ces défauts sont décelables par la radiographie, qui permet ainsi de présumer de l'endurance des soudures.

L'endurance d'assemblage par doubles cordons d'angle frontaux ou latéraux, sans défauts, convenablement dimen-

sionnés et disposés, n'est pas beaucoup inférieure à celle des soudures bout à bout ordinaires, certes guère à celle des soudures bout à bout donnant lieu à de fortes tensions directes de soudure et supérieure à celle des soudures bout à bout défectueuses. L'endurance des cordons latéraux bien disposés et conditionnés est légèrement inférieure à celle des cordons frontaux.

Ces conclusions confirment et précisent certaines notions généralement admises et conformes aux connaissances générales sur l'endurance, notamment en ce qui concerne la nocivité particulière des défauts des soudures et du métal de base, mais elles tempèrent les notions répandues au sujet de l'infériorité manifeste des soudures d'angle frontales et latérales, lorsque le métal de base n'est pas défectueux (feuilletage et doublures).

Si, comme nous l'avons indiqué plus haut, on suppose la tension minimum permanente certaine, en y égalant la tension de base, l'écart avec la tension maximum d'endurance représente la marge disponible pour les effets dynamiques des charges mobiles. Le coefficient de sécurité serait le rapport de cette marge disponible à la tension dynamique maximum due aux charges mobiles, compte tenu éventuellement d'un coefficient d'impact.

En admettant $n_{mp} = 6 \text{ kg/mm}^2$ et $n_{dyn} = 4 \text{ kg/mm}^2$ le coefficient de sécurité serait de 4,5 à 5 pour l'acier de base non entaillé ; 3,5 pour l'acier de base entaillé et pour les bonnes soudures bout à bout ; 3 à 2,5 pour les bonnes soudures à cordons d'angle ; 2,5 pour les soudures bout à bout peu défectueuses ; 1,5 et éventuellement égal ou inférieur à 1 pour les soudures très défectueuses. Pour les constructions soudées, seul le dernier indice d'insécurité est certain ; les autres indices de sécurité ne le sont pas. La notion de sécurité des ouvrages soumis à des effets de charge mobile n'est pas conforme à la conception précédente.

La sollicitation dynamique n'est pas incertaine, mais précisément la partie de la sollicitation la mieux connue par le calcul et par l'expérience. Les mesures de tensions, tant statiques que dynamiques concernent presque exclusivement les effets des surcharges et, sauf perturbations exceptionnelles, les tensions réelles mesurées sont inférieures aux tensions calculées ; c'est du moins notre expérience. L'ordre de grandeur des tensions dynamiques est celui cité ci-dessus. Au passage de

trains de voyageurs et de marchandises sur un pont-rail soudé belge de 33 mètres de portée, on a relevé comme tension dynamique maximum 4 kg/mm^2 . Lors des essais du viaduc soudé de la nouvelle gare du Midi à Bruxelles, nous avons relevé $3,64 \text{ kg/mm}^2$ dans les pièces maîtresses (portée 18 m), $2,16 \text{ kg/mm}^2$ dans les pièces de pont (portée 7 m 50).

Pour ce qui est des tensions permanentes, celles dues au poids mort sont les seules que l'on puisse généralement calculer, mais il est pratiquement impossible de les contrôler et leurs valeurs effectives dépendent du montage, c'est-à-dire de l'exécution. Les tensions permanentes comprennent, outre celles du poids mort et du montage, les autotensions inconnues de laminage, de soudure, etc. Les premières (poids mort et montage) devraient pouvoir être calculées mais pratiquement ne le peuvent généralement pas en ce qui concerne le montage; les autres sont indéterminées. Les tensions directes de soudure et aussi les tensions indirectes sont dans ce cas. Elles peuvent être très élevées lorsqu'il s'agit de fortes soudures bout à bout de pièces encastrées. Il résulte de là, et on a pu le vérifier sur des ouvrages réalisés, que les tensions permanentes atteignent éventuellement des valeurs multiples de celles calculées, tandis que les tensions dynamiques sont généralement inférieures à celles calculées dans les conditions les plus défavorables pour les trains d'épreuve maxima. C'est donc la partie variable de la sollicitation qui est précisément limitée par la destination de l'ouvrage et la partie permanente qui est aléatoire; c'est à elle que doit se rapporter le coefficient de sécurité.

Ceci nous a conduit dès 1938 à considérer la notion de l'endurance — pour autant qu'elle soit réellement applicable à des constructions non mécaniques, ce qui est problématique — sous la forme d'essais de fatigue à écart constant de tension, égal au maximum de tension dynamique. Exécutés parallèlement aux précédents, ces essais ont donné les résultats suivants. Nous les affecterons de numéros d'ordre correspondant à ceux de l'essai analogue à tension minimum constante.

5'. Essai sur acier de base au naturel, section $40 \times 20 \text{ mm}$ (épaisseur 20); écart constant de tension : $5,36 \text{ kg/mm}^2$.

Tension minimum progressivement élevée de $20,32$ à $39,32 \text{ kg/mm}^2$, en 18×10^6 pulsations. Sous $40,32 \text{ kg/mm}^2$ de

tension minimum, rupture après 74.300 pulsations complémentaires.

Tension minimum pratique, environ 40 kg/mm².

9'. Même éprouvette que ci-dessus, rainure transversale de 1 m × 1 m au milieu d'une face de laminage. Ecart constant de tension 5,36 kg/mm².

Tension minimum progressivement élevée de 5,32 à 37,29 kg/mm² en 20 × 10⁶ pulsations et rompues dans l'entaille lors de l'élévation de la tension minimum à 39,32 kg/mm².

Tension minimum pratique, environ 39 kg/mm².

10'. Même éprouvette, rainure transversale médiane dans une face perpendiculaire aux faces de laminage. Ecart constant de tension, 5,36 kg/mm².

Tension minimum élevée de 5,32 à 37,32 kg/mm² en 20 × 10⁶ pulsations. Rupture *en dehors de l'entaille*, à 130 mm de celle-ci après 46.200 pulsations supplémentaires sous 39,32 kg/mm² de tension minimum.

Tension minimum pratique : 39 kg/mm².

11'. Eprouvette de mêmes dimensions que 5', contenant une soudure bout à bout de chantier, en X. Sur une face latérale, observation d'un léger défaut d'angle avec inclusions de laitier; sur l'autre face défaut de liaison avec inclusions de laitier. Ecart constant de tension : 4 kg/mm².

La tension minimum a été élevée de 12 à 42 kg/mm² en 17 × 10⁶ pulsations. Sous 44 kg/mm² de tension minimum, elle s'est rompue après 526.200 pulsations supplémentaires, à 80 mm en dehors de la soudure, avec une striction importante et 13 % d'allongement sur 310 mm. A la fin de l'essai, quelques amorces de fissures sont apparues dans la soudure sur la face latérale présentant un défaut d'angle.

Tension minimum pratique : 42 kg/mm².

6'. Eprouvette 40 × 45 mm (épaisseur 45) acier au naturel. Ecart constant de tension : 4 kg/mm².

Tension minimum élevée de 36 à 40 kg/mm² ; l'essai a dû être arrêté, la limite de puissance du pulsateur étant atteinte. Nombre de pulsations 4 × 10⁶. Allongement constaté : 7,1 % sur 310 mm.

Tension minimum pratique, supérieure à 40 kg/mm².

13'. Même éprouvette, entaille de 0 mm 5 de largeur et 1 mm de profondeur, en travers d'une face de laminage en son milieu. Ecart constant de tension : 4 kg/mm².

Tension minimum de départ : 32 kg/mm². Après 6×10^6 pulsations, la tension minimum ayant atteint 40 kg/mm² et l'éprouvette n'étant pas rompue, l'essai a été arrêté, la puissance limite du pulsateur étant atteinte.

Tension minimum pratique, supérieure à 40 kg/mm².

14'. Même éprouvette avec grosse soudure de chantier en V (45 mm d'épaisseur) couverte d'un couvre-joint de 25 mm fixé par deux soudures frontales. Défaut d'angle de 5 mm de profondeur, visible sur les faces latérales de la soudure. Ecart constant de tension : 4 kg/mm².

Tension minimum élevée de 6 kg/mm² à 10 en 4×10^6 pulsations. Après 681.200 répétitions supplémentaires sous 12 kg/mm² de tension minimum, rupture dans l'axe de la soudure ; une soudure d'angle de couvre-joint rompue.

Tension minimum pratique : 10 kg/mm².

Le résultat est à rapprocher de celui de l'essai 14, notamment de la seconde éprouvette (8 à 12 kg/mm²).

15'. Même éprouvette qu'en 15 (99 \times 18,5 mm) avec soudure en V, 80,3, exécutée en trois parties dans l'ordre indiqué en 15. Soudure radiographiquement parfaite ; écart constant de tension : 4 kg/mm².

La tension minimum a été élevée progressivement de 12 à 34 kg/mm² en 12×10^6 pulsations.

La rupture s'est produite presque immédiatement après que la tension minimum a été portée à 38 kg/mm².

Rupture dans le plat à 120 mm du bord de la soudure, avec une striction importante. La limite d'endurance est donc celle du plat et devait être voisine de 38 kg/mm² ; elle est donc peu affectée par les tensions directes de soudure.

16'. Même éprouvette qu'en 16 (99,1 \times 18,6), double couvre-joint et quadruple soudure frontale. Ecart constant de tension : 4 kg/mm².

La tension minimum a été élevée progressivement de 14 à 36 kg/mm² en 8×10^6 pulsations.

La rupture s'est produite sous la tension minimum de 38 kg/mm² après 9.900 pulsations supplémentaires. A partir de la tension minimum de 34 kg/mm², on a constaté un

allongement dans les couvre-joints et de petites fissures au sommet des cordons. La rupture s'est produite avec arrachement de deux cordons à la liaison avec les couvre-joints à une de leurs extrémités. Des arrachements partiels se sont produits à la liaison de ces deux cordons avec le plat central, les arrachements étant partiellement dans le métal de base, qui était très fortement feuilleté.

Limite d'endurance : tension minimum pratique, environ 34 kg/mm^2 . Cette valeur, très satisfaisante, paraît avoir été défavorablement influencée par la défektivité avérée des plats.

17'. Même éprouvette qu'en 17 ($99,8 \times 18,8$), double couvre-joint et quadruple soudure latérale, sans interruption au droit du joint. Ecart constant de tension : 4 kg/mm^2 .

Sous la tension minimum de 20 kg/mm^2 , un million de pulsations.

Rupture après 420.000 pulsations supplémentaires sous la tension minimum de 22 kg/mm^2 . Cassure comme celle de l'éprouvette 17 correspondante, amorphe dans la soudure et les parties voisines des couvre-joints, cristalline dans la majeure partie des couvre-joints. Après 800.000 pulsations entre 20 et 24 kg/mm^2 , de fines fissures s'étaient déjà marquées dans les soudures, au droit du joint du plat central.

Une deuxième éprouvette de même nature, avec couvre-joints de 190 mm de longueur, mais dont les quatre cordons étaient interrompus au droit du joint, s'est rompue après 2.000 pulsations entre 30 et 34 kg/mm^2 , par arrachement des plats sous les soudures. Ces plats d'acier Th. étaient très fortement feuilletés.

Une troisième éprouvette a été exécutée en acier Th. avec couvre-joints de 290 mm de longueur et interruption des cordons de soudure de part et d'autre du joint sur une distance de 60 mm entre leurs extrémités. Après 4×10^6 pulsations aux régimes de 20-24 à 28-32 kg/mm^2 , la rupture s'est produite entre 30 et 34 kg/mm^2 après 3.000 pulsations supplémentaires, dans les couvre-joints de 15 mm au droit des extrémités voisines du joint des cordons de soudure d'un plat, de la même manière que la deuxième éprouvette analogue de l'essai 17. Les ruptures sont aussi provoquées par les cratères d'extrémité bruts des soudures. L'aspect général des cassures est cristallin, elles sont légèrement courbes en plan. Dans un couvre-joint,

près d'une extrémité de cordon, on distingue deux petites zones mates concentriques séparées par un anneau cristallin, ce qui semble dénoter le développement indépendant de deux amorces voisines de rupture par fatigue.

Une quatrième éprouvette, identique à la deuxième, mais entièrement en acier S.-M., a subi un million de pulsations entre 34 et 38 kg/mm² et s'est rompue après 30.000 pulsations supplémentaires entre 36 et 40 kg/mm². La rupture s'est produite cette fois dans un plat et passe par les extrémités correspondantes des quatre cordons. L'aspect de la cassure est uni, cristallin, avec quatre petites zones matées sous les cordons, amorces des fissures de fatigue. La cassure est légèrement courbe en longueur.

On peut donc fixer l'endurance pratique à une tension minimum d'environ 28 ou 30 kg/mm², supposé que l'acier de base soit exempt de défauts graves et que les cratères d'extrémité des cordons de soudure soient convenables ou corrigés à la lime ou à la meule.

18'. Eprouvette en acier S.-M., section 40 × 20,2, comportant sur les tranches deux cordons de soudure longitudinaux (déposés au moyen d'électrodes assez dures, comme pour l'éprouvette 18).

Ecart constant de tension : 4 kg/mm².

Tension minimum portée de 20 à 40 kg/mm² en 9 × 10⁶ pulsations. Sous la tension minimum de 42 kg/mm², rupture sous 9.700 pulsations supplémentaires, à mi-longueur de l'éprouvette, en sifflet à 45°, comme une rupture statique, avec striction et aspect soyeux de la cassure.

Limite d'endurance : tension minimum de 40 kg/mm².

Pour résumer cette seconde série d'essais d'endurance à écart constant de tension, on peut constater que le caractère d'épreuve de fatigue subsiste entièrement dans le cas de soudures présentant des défauts graves constituant de profondes entailles vives. Pour les éprouvettes sans défauts graves, l'essai d'endurance à écart constant diffère totalement par ses effets de l'essai d'endurance à tension de base constante ; il se rapproche les caractères de l'essai de traction statique.

La tension minimum pratique est de l'ordre de 38 à 42 kg/mm² pour l'acier brut de laminage, sans ou avec légère entaille ou avec bonnes soudures bout à bout, 34 kg/mm² pour de bonnes soudures frontales et 28 kg/mm² pour de bonnes soudures latérales et double couvre-joint. En d'autres

termes, en retranchant la tension dynamique maximum de la résistance de rupture statique, on obtient généralement une valeur sûre de la limite de tension permanente admissible, à peine par excès pour des soudures d'angle frontales (à environ 6 kg/mm^2 près). Pour les soudures latérales, il serait prudent

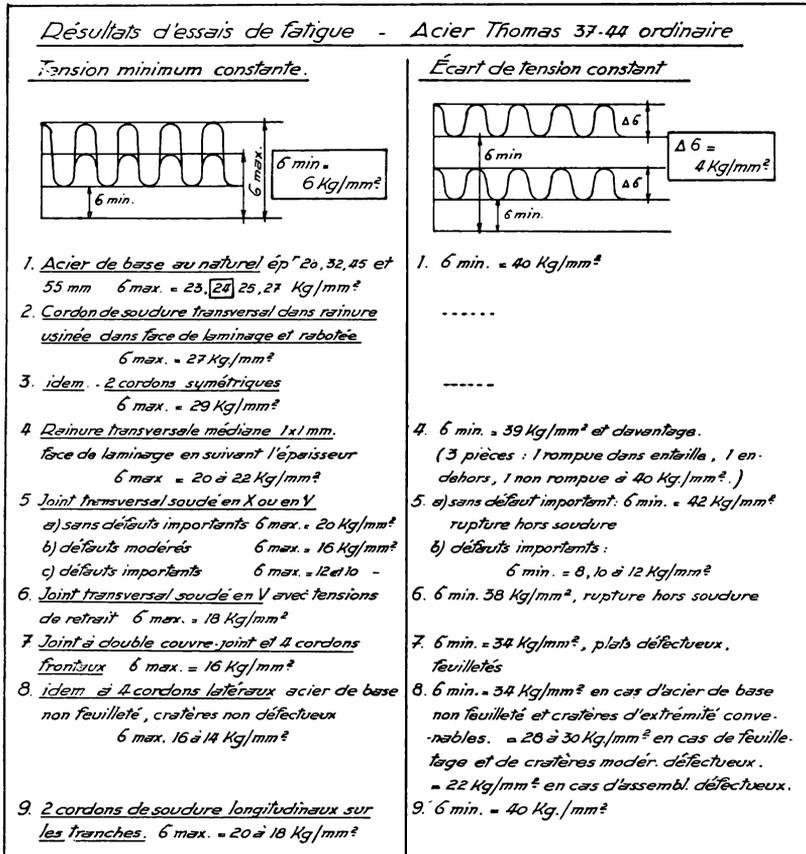


FIG. 67 (1).

de retrancher encore 6 kg/mm^2 . Elle est donc un multiple élevé de la tension calculée de poids mort (par exemple au moins 6 si cette tension calculée est de l'ordre de 6 kg/mm^2 , au moins 5 pour les soudures d'angle.

Mais dans le cas de soudures très défectueuses, comportant

(1) Dans la colonne de gauche, lire : 4. Rainure transversale $1 \times 1 \text{ mm}$ dans face de laminage ou suivant l'épaisseur.

des défauts ou fissures constituant d'importantes entailles vives, cette conception de l'endurance ne diffère pas de l'autre. La tension pratique maximum est du même ordre de grandeur que la tension de base soit constante ou l'écart de tension constant. Dans les deux cas, la rupture a l'aspect caractéristique dû à la fatigue et se propage à partir des défauts et fissures. Des constructions affectées de tels défauts sont donc entachées d'insécurité lorsque la moindre sollicitation dynamique se superpose à la sollicitation statique. Le tableau de la figure 67 résume toutes les observations précédentes concernant l'endurance.

Lorsque l'on affirme, comme on l'entend souvent, que les soudures ont une endurance élevée, supérieure à celle des rivures, cela n'est vrai que si ces soudures sont exemptes de défauts graves et n'ont pas engendré de fissures dans le métal de base. L'examen radiographique consciencieux garantit contre ces défauts, les collages étant pratiquement exclus. Cela implique de même l'absence d'entailles vives ou de défauts analogues par leurs effets (pièces en acier coulé). Mais de mauvaises soudures quelconques peuvent provoquer des ruptures sous la répétition relativement peu fréquente de tensions relativement faibles, éventuellement inférieures à 12 ou 10 kg/mm². Aucune soudure n'est secondaire à ce point de vue ; toutes doivent être garanties. C'est une nouvelle raison de réduire les soudures au minimum et d'éviter toutes soudures superflues. Enfin, l'affirmation considérée ci-dessus et le sentiment de sécurité qu'elle peut inspirer impliquent que la tension permanente n'atteigne pas des valeurs dangereuses par accumulation des contraintes de poids mort, de montage, de tensions initiales de laminage ou autres et de tensions indirectes de soudure. Les accumulations possibles peuvent atteindre de grandes valeurs, sans limitation assurée par adaptation plastique, en raison éventuellement du relèvement de la limite élastique par écrouissage ou d'autres raisons d'ordre mécanique et métallurgique. Des tensions confinant à la valeur limite de tension permanente admissible ont été effectivement décelées sur des ouvrages. Il y a là un facteur nouveau d'insécurité, qui paraît propre aux constructions soudées, surtout à celles qui comportent des assemblages bout à bout, et dont l'importance ne peut être sous-estimée.

Des défauts de texture, tels que des feuilletages et des doublures sont aussi de nature à réduire la résistance permanente

des assemblages à soudures d'angle, notamment par effet de fatigue et aussi statiquement. Cela concerne principalement les soudures latérales. Enfin, une endurance élevée des soudures, surtout des soudures d'angle et principalement des soudures latérales, exige un bon parachèvement de ces soudures, notamment en ce qui concerne les cratères d'extrémités et les morsures dans l'acier de base.

La faible influence des tensions directes de soudure sur l'endurance est connue et commune à toutes les autotensions. Cette innocuité par rapport aux fissures, dont l'effet sur l'endurance est expliqué par des surtensions, provient de ce que les autotensions sont limitées à des valeurs très inférieures aux surtensions au voisinage des fissures, qui peuvent atteindre des multiples de la limite apparente d'élasticité. Ainsi donc les effets mécaniques directs du retrait ne sont pas très marqués sur l'endurance, c'est-à-dire dynamiquement. Mais leurs effets statiques les plus graves, qui sont les fissures, sont susceptibles de graves conséquences dynamiques.

La limite d'endurance est naturellement la plus basse en cas de sollicitation alternée (tensions extrêmes égales et de sens contraires). Tous les assemblages n'offrent dans ce cas qu'une faible résistance et ce sont surtout les discontinuités qui abaissent la limite de fatigue. Dans les cas de ce genre, les soudures bout à bout ont un avantage marqué, à condition d'être sans défauts et parfaitement parachevées. Mais il faut être certain de la valeur des tensions permanentes. Ces cas concernent principalement la construction mécanique et doivent faire l'objet de soins spéciaux d'exécution et de vérification.

5. Défauts des constructions soudées

L'examen des divers modes de résistance permet de porter un jugement sur les effets et l'importance des défauts des soudures. S'ils ne sont pas de telle importance qu'ils produisent un déforçement excessif, ils sont sans influence sur la résistance statique et au choc non répété.

L'endurance aux efforts peu variables, dont les limites sont peu différentes de la moyenne, est assimilable à la résistance à la traction statique si les défauts sont peu importants et n'ont pas le caractère de fissures et d'entailles profondes.

Les défauts peu importants sont les petites bulles et les

petites inclusions, généralement sphériques, lorsqu'elles sont isolées. Des bulles et inclusions disposées d'une manière plus ou moins continue créent des régions de moindre résistance favorisant des ruptures de fatigue. Des cavités ou inclusions de forme allongée sont inoffensives si elles sont orientées suivant la sollicitation. Si leur plus grande dimension y est normale, des surtensions très importantes tendent à s'y développer. Dans un métal ductile, elles sont limitées par le glissement, mais au prix d'une déformation permanente locale. Les discontinuités ne sont pas tant dangereuses par leurs dimensions que par leur forme. Les plus défavorables sont celles qui ont le caractère de fissures, de cavités ou d'entailles aiguës normales aux efforts sollicitants, quelle que soit leur position dans la soudure ou dans le métal de base. Les défauts d'angle des soudures bout à bout ou des soudures d'angle et les morsures superficielles des soudures dans la surface des pièces à assembler peuvent revêtir ce caractère très nocif. Les défauts de pénétration et d'adhérence ont naturellement le même caractère au plus haut degré. Les cratères d'extrémités et les reprises défectueuses, de même que des surfaces défavorablement conformées de soudures produisant des effets d'entaille, sont aussi nocifs. Les défauts superficiels peuvent être atténués par un certain parachèvement, désirable aussi pour l'aspect, et qui peut être accompagné de retouches ou recharges de soudure, pour lesquelles il faut cependant prendre des précautions.

L'adaptation plastique que l'on invoque souvent peut bien entraîner une certaine limitation des surtensions statiques au voisinage de ces discontinuités, mais produit par le fait même la diminution de l'endurance. En effet, la répétition alternée des glissements permanents qu'exige la déformation plastique disloque plus ou moins vite la matière au voisinage du défaut et augmente le danger par une amorce ou extension de fissure. Ce processus de rupture est nécessairement progressif. Les tensions propres localisées, telles que les tensions directes de soudure, ne peuvent atteindre les valeurs des surtensions au voisinage des entailles, qui atteignent des valeurs multiples de la limite apparente d'élasticité d'après la théorie des glissements plastiques ⁽¹⁾. Elles ne donnent pas lieu à des défor-

⁽¹⁾ Cf. F. K. Th. VAN ITERSOM, *Traité de plasticité pour l'ingénieur*. op. cit. Voir aussi du même auteur : *Het optreden, de oorzaak en de middelen tot voorkoming van breuk in en nabij laschnaden*, 1943.

mations plastiques importantes et localisées génératrices de fissures comme les discontinuités. De là l'effet insignifiant des tensions directes de soudure sur l'endurance, ainsi que nous l'avons déjà indiqué.

Mais les défauts graves, en forme de fissure ou d'entaille aiguë, sont sensibles à des variations d'efforts même modérées. Nous avons vu qu'elles réduisent la limite d'endurance à une valeur très faible, qu'on la considère suivant la notion de la tension minimum constante ou de l'écart constant. La limite d'endurance peut descendre à des valeurs si faibles, de l'ordre de 10 kg/mm^2 , qu'elle ne permet ni des tensions de base ni des écarts élevés ; la résistance statique est affectée également par les défauts à l'intervention de la variation dynamique.

Or, il a été constaté que des ouvrages étaient affectés de défauts de soudures d'une gravité exceptionnelle, par malfaçon ou exécution maladroite. On a notamment découvert des fissures de retrait dans des soudures ou dans l'acier de base au voisinage de celles-ci. Ces fissures peuvent se produire, en cas de retrait élevé et de fortes déformations empêchées des cordons de soudure et du métal avoisinant, à une température voisine de 200°C pour laquelle l'allongement de rupture et la striction de l'acier doux de construction et du métal d'apport présentent des minima accusés, dénotant une forte diminution de ductilité. Ces défauts sont incompatibles avec la sécurité permanente d'une construction soudée. Le contrôle radiographique peut les déceler. Le collage peut y échapper, mais doit être considéré comme exclu. Les fraisages de contrôle peuvent d'ailleurs éventuellement servir de garantie contre ce défaut.

Des fissures et amorces de fissures dangereusement disposées peuvent exister aux bords des chanfreins avant soudure du fait du découpage des tôles ou des plats par cisailage ou sciage à froid et aussi par oxycoupage. Un cas de fissure caractérisée d'oxycoupage a été constaté en Belgique. Les fissures sont surtout à craindre en cas d'oxycoupage manuel ; l'oxycoupage automatique est beaucoup plus satisfaisant, mais ne dispense pas du contrôle.

La question se pose de savoir si de très fines fissures internes, intercrystallines ou même transcrystallines ne peuvent se produire par effet de trempe et formation de constituants martensitiques durs, entraînant une augmentation de

volume ⁽¹⁾. Nous n'avons jamais eu l'occasion de faire de telles constatations sur les aciers doux ordinaires, mais cela peut ne pas être exclu pour des aciers plus alliés, à plus haute résistance et dans des conditions de soudure favorisant la trempe (faibles soudures sur métal froid de grosse épaisseur). La nocivité de semblables fissures très fines au point de vue de la résistance combinée aux effets statiques et dynamiques (écart constant de tension) ne paraît pas établie. Il est néanmoins prudent d'éviter une telle éventualité et de vérifier que les aciers de base à haute résistance ne présentent pas une susceptibilité poussée à la trempe permettant la naissance de telles fissures.

En conclusion, la bonne résistance des soudures aux actions combinées tant dynamiques que statiques, compte tenu des incertitudes affectant ces dernières en raison des effets du retrait, n'est réalisée et assurée que si les soudures et pièces sont exemptes de défauts ayant le caractère d'entailles vives et de fissures normales ou obliques par rapport aux efforts. De tels défauts abaissent considérablement la résistance même si l'amplitude de variation des tensions est très faible. Certains de ces défauts les plus graves, les fissures, sont généralement des conséquences du retrait. Les soudures d'angle, dont le retrait est inférieur à celui des soudures bout à bout, de même que la plupart de ses effets, n'ont pas une résistance permanente combinée manifestement moindre que celle des soudures bout à bout ; leur sécurité totale ne paraît pas moindre si elles sont convenablement dimensionnées et exécutées et si l'acier de base ne présente pas de graves défauts de structure. Cela est vrai notamment des soudures latérales ; les soudures frontales présentent comme les soudures bout à bout l'inconvénient d'être perpendiculaires à la direction de l'effort. Cependant les soudures d'angle, notamment latérales, sont affectées par-

(¹) Voir M. Roš, Rapport 132 du L. F. E. M., Zurich, *Problèmes actuels de la soudure des aciers de construction*.

C'est principalement le professeur M. Roš qui a attiré l'attention sur les fissures microscopiques. Il signale que, d'après Maurer, la trempe s'accompagne d'une contraction importante (0,30 %) vers 250° C, puis d'une dilatation de 0,30 % environ à la température ordinaire. Le rapport précité contient de nombreuses photographies de fissures microscopiques de structure et de retrait, ainsi que d'autres naissant dans les surfaces de coupe au chalumeau. Voir aussi à ce sujet Warnant et Rosenthal (*op. cit.*), une photographie de fissure microscopique attribuée par ces auteurs au retrait ; mais il s'agit d'acier à 0,4 % de carbone.

fois sensiblement par des défauts de l'acier de base, tels que des feuilletages et des doublures. On sait que les doublures peuvent être décelées en cours d'usinage par l'oxycoupage. Mais ce moyen n'est pas garanti et l'on a constaté dans un ouvrage belge des fissures dans les plans de laminage après refroidissement d'une soudure en X dont les chanfreins avaient été préparés par oxycoupage. Les défauts de l'acier de base sont donc aussi susceptibles d'affecter la sécurité des soudures bout à bout. Nous pensons que ces dernières soudures, loin d'être généralisées, ne doivent être employées qu'en cas de nécessité, par exemple en cas de fatigue avérée, et doivent alors être l'objet de toutes les garanties désirables, notamment quant à la réduction des effets du retrait.

CHAPITRE IV

Les ruptures des constructions soudées

1. Les ruptures sans striction

Il y a quelques années, l'attention a été vivement retenue par l'aspect de ruptures survenues dans des constructions soudées en acier doux. Dépourvues de strictions, elles ont un aspect uni et cristallin qui évoque des cassures de matériaux fragiles. Toutes sortes d'hypothèses ont été exprimées au sujet du phénomène, auquel certains ont donné le nom de décohesion. Nous avons eu l'occasion de les éprouver en recherchant les moyens de produire et de reproduire des ruptures de ce genre, en vue d'en chercher ensuite le mécanisme et les causes.

Rappelons qu'il était préétabli que de telles ruptures pouvaient se produire même sans exiger l'intervention de soudure. Nous avons attiré l'attention en octobre 1936, au deuxième Congrès international des Ponts et Charpentes à Berlin ⁽¹⁾ et aux Journées de la soudure de l'A. I. Lg., en février 1938 ⁽²⁾ sur des ruptures de cette nature survenues en apparence d'une manière spontanée dans des poutrelles laminées, entre autres, à la suite d'une coupe au chalumeau. Nous renvoyons à la dernière communication pour la documentation probante. Nous possédons dans nos collections, à l'Université de Liège, une poutrelle I de profil 360, de 5,970 mètres de longueur, fendue longitudinalement dans l'axe sur presque toute la longueur, sauf une faible partie centrale. Le cintrage concave des ailes après rupture est l'indice de très fortes tensions de laminage et d'importantes déformations empêchées, car la courbure est tellement accusée qu'elle dépasse les limites de l'élasticité et donne lieu à de nouvelles déformations permanentes. De ce

⁽¹⁾ *Op. cit.*, voir *Préambule*.

⁽²⁾ *Ibid.*

fait, il doit subsister encore des autotensions dans la pièce rompue ⁽¹⁾. Nous avons appris que de semblables ruptures ont été provoquées aussi par des poinçonnages et des manutentions brutales. Enfin, elles se sont manifestées fréquemment dans les ouvrages soudés.

Notre attention avait été attirée sur ce dernier phénomène dès l'été de 1934 par un de nos anciens assistants, M. Spoliansky, alors attaché à un atelier de constructions métalliques. Nous avons indiqué dans le préambule comment nous fûmes chargés, en été 1936, d'entreprendre une enquête au sujet de certains dérangements qui avaient été constatés et comment les premiers résultats de cette enquête, recueillis pendant le temps que nous en fûmes chargés (jusqu'en automne 1937), furent à l'origine des investigations entreprises sur le retrait des soudures, dont il a été rendu compte dans les deux premiers chapitres et qui restent à achever. Parmi les ruptures ou fissures constatées, certaines s'étaient produites ou amorcées sans intervention de soudure, à l'occasion du coupage oxyhydrique de poutrelles I de grandes dimensions, du poinçonnage de trous de rivets, du cintrage à froid de plats épais, etc. Sauf dans le cas de cintrage, ces ruptures ne sont pas toujours immédiates ; lorsqu'elles sont provoquées par le découpage oxyhydrique, elles se manifestent parfois après vingt-quatre heures. On sait que de telles ruptures se sont produites dans des ouvrages soudés longtemps après leur mise en service.

2. Circonstances qui n'engendrent pas des ruptures sans striction

Selon ce qui résulte du chapitre précédent, de telles ruptures ne se produisent pas dans des barreaux d'acier doux, même soudés, rompus par traction simple statique, par choc unique ou par choc répété. Les ruptures sont toujours accompagnées de striction et, dans le cas de barreaux soudés, se produisent toujours dans l'acier doux à une certaine distance de la soudure, sauf éventuellement dans le cas de rupture par chocs répétés de traction (chap. III, § 3). Il advient alors que la rupture se produise dans la soudure, mais toujours avec striction. La striction est minimum dans le cas fréquent de rupture

(1) Il est théoriquement établi que des sectionnements dans des pièces contenant des autotensions *élastiques* ne les font pas nécessairement disparaître, mais en modifient la répartition. Dans certains cas, les pointes extrêmes d'autotensions peuvent être augmentées. Voir TIMOSHENKO, *Théorie de l'élasticité*, § 66.

à la limite de la soudure et du métal de base ; néanmoins il y a striction.

Les éprouvettes homogènes et même hétérogènes, de traction par choc répété sont caractéristiques à ce sujet. On y constate souvent, ainsi qu'il est indiqué au chapitre précédent,

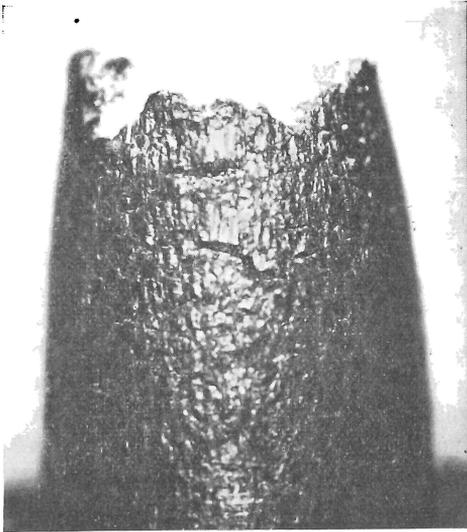


FIG. 68.

de multiples gerçures et fissures superficielles résultant d'un corroyage général (fig. 68 et 69). Néanmoins, la rupture est accompagnée de striction bien qu'elle résulte probablement du développement d'une fissure superficielle. Ces résultats ont été notamment obtenus pour des aciers d'ouvrages dans lesquels s'étaient produites des ruptures sans striction.

Ces expériences écartent les hypothèses de défaut de ductilité de l'acier et de fragilité

aux chocs. Il doit être entendu que nous ne considérons pas actuellement le choc sur barreau entaillé, qui constitue une expérience toute spéciale que nous examinerons plus loin. Il est intéressant de noter que les mêmes sollicitations ont conduit à peu près aux mêmes résultats généraux pour un acier plus dur que les aciers doux de construction, tel que l'acier à rail Thomas ordinaire, à 0,44 % de C (travail de fin d'études de M. Tchéou, décembre 1937-mai 1938). Les essais se rapportaient notamment à des barreaux prélevés dans des rails soudés par rapprochement (étincelage, sans apport d'acier). Certains de ces rails soudés avaient été traités localement par recuit à 800° C de la région de part et d'autre de la soudure. L'axe de la soudure était à mi-longueur des barreaux de traction.

Dans le cas de la traction statique, trois éprouvettes soudées non traitées se sont cassées à 4 cm 5 de l'axe de la sou-

dure avec une striction supplémentaire dans cet axe et une autre symétrique de la rupture par rapport à cet axe. Une quatrième s'est rompue à 5 mm de l'axe, avec trois strictions supplémentaires, dont une dans l'axe de la soudure, les deux autres à 4 cm 5 de part et d'autre. Dans le cas des rails soudés traités, trois éprouvettes se sont cassées dans l'axe de la soudure (avec striction), une quatrième à 5 mm de cet axe

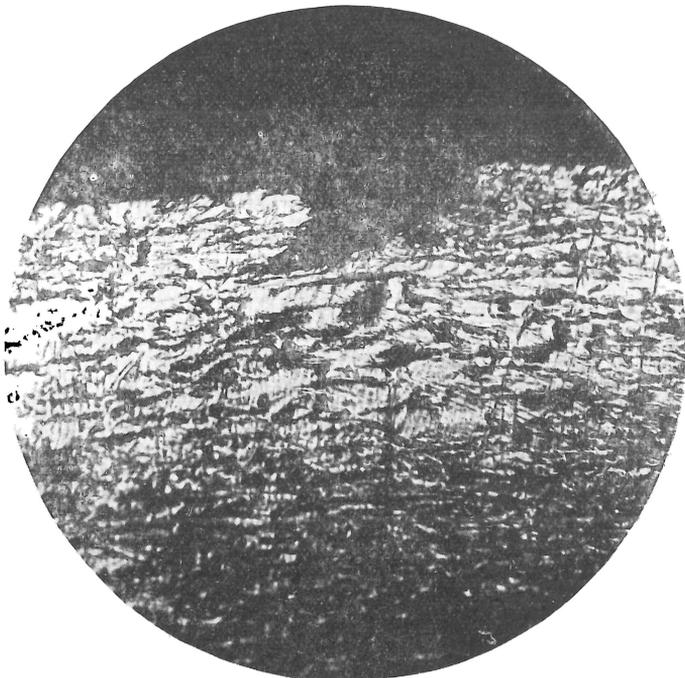


FIG. 69.

avec une striction supplémentaire dans l'axe. Ces constatations s'expliquent par l'examen métallographique ; elles confirment et complètent celles qui ont été notées au chapitre III, § 1.

Dans l'essai de traction par choc, toutes les ruptures des rails soudés, traités ou non, s'effectuent avec striction.

Les essais de traction par chocs répétés ont été peu concluants. L'étudiant n'a pu mettre au point cet essai, encore plus délicat pour un acier de cette nuance que pour un acier doux. Un grand nombre d'éprouvettes se sont rompues dans des traits de repère gravés ou dans les têtes. L'énergie de choc

par coup a été généralement trop grande. Les quelques éprouvettes qui ont donné des ruptures convenables ont montré de faibles allongements et guère de striction. Mais les ruptures n'avaient cependant pas l'aspect de celles sans striction des constructions soudées ; leur surface était irrégulière. Cet essai, qui est à la fois un essai de choc et d'endurance, est peu approprié à l'acier à rails. On éprouve éventuellement la même difficulté pour l'acier doux de construction durci par écrouissage, vieillissement artificiel ou trempe. Des essais de flexion par chocs alternés répétés, effectués au moyen du même pilon Amsler sur les éprouvettes cylindriques ou rectangulaires correspondant à cette machine, ont donné des résultats très réguliers ⁽¹⁾. Les ruptures avec arrachements ne présentaient pas le caractère de ruptures sans striction mais plutôt de ruptures de fatigue. Cette digression par rapport à l'acier doux de construction montre que les conclusions déduites du chapitre précédent, au sujet de l'aspect des cassures dans les barreaux rompus par traction homogène, sans ou avec chocs, ne correspondent pas à un cas voisin d'une limite, mais subsistent pour des nuances d'acier sensiblement plus dures et moins ductiles. On peut en inférer qu'elles sont valables aussi pour les aciers de construction dits à haute limite élastique ou à haute résistance, ce que l'expérience nous a confirmé. Le fait que dans les rails soudés, la rupture ou la striction se produit souvent dans l'axe de la soudure provient de la nuance à haute limite élastique de l'acier à rail (38-42 kg/mm²) et de l'adoucissement du métal dans l'axe de la soudure résultant du procédé par étincelage. La dureté dans l'axe de la soudure est légèrement moindre que celle du métal à l'état de livraison ; elle est augmentée un peu de part et d'autre de l'axe à 2 cm 5, puis diminue de nouveau. Dans le cas de recuit, ces variations s'atténuent, sauf dans l'axe de la soudure, qui est plus adoucie que le restant de la zone recuite.

Les ruptures par fatigue des barreaux dont il est question dans le chapitre précédent ont l'aspect classique, qui n'est pas celui des ruptures statiques sans striction. Nous avons signalé, à propos des essais d'endurance, des ruptures et aussi une fis-

(¹) Cet essai a aussi été effectué sur des aciers doux provenant d'ouvrages ayant été affectés de ruptures sans striction. Comme dans l'essai de choc de traction répété, on relève sur les éprouvettes de nombreuses petites gerçures et fissures superficielles en dehors de la rupture, ce qui dénote l'absence de fragilité.

sure au raccordement des têtes. Ces cassures anormales se rapprochent éventuellement des ruptures sans striction, de même que celles qui résultent de défauts de soudure, mais en conservant toutefois les caractères initiaux de cassures de fatigue. Dans ce cas, les fissures initiales de fatigue se résolvent souvent en ruptures sans striction, mais il advient qu'il y ait des apparences de striction. Il y a lieu de faire une remarque analogue pour les ruptures par chocs répétés de traction se produisant dans les têtes ou au raccord ou dans un trait gravé. Ces remarques ne concernent que les cassures de fatigue franche, c'est-à-dire résultant d'essais d'endurance à tension de base faible et constante, non celles produites sous écart constant et faible entre les tensions extrêmes, qui ont des caractères analogues à celles de traction statique, lorsque les tensions extrêmes sont grandes par rapport à l'écart. Cependant, dans ce cas aussi, lorsque des défauts de soudure, tels que des cratères d'extrémité, produisent des fissures de fatigue amorçant la rupture, il advient que celle-ci s'achève sans striction (chap. III, § 4, essais 17' et autres). Néanmoins, le caractère du phénomène est celui de la fatigue, non celui de la rupture statique sans striction, telle qu'elle est entendue d'après le § 1 de ce chapitre.

On a aussi exprimé initialement l'hypothèse de l'écroutissage pour expliquer les ruptures sans striction, ce traitement étant considéré d'une manière très générale et supposé supprimer la ductilité et engendrer la fragilité. Nous avons soumis à des essais de traction statique et par choc unique des barreaux systématiquement écrouis par dépassements répétés et cycliques de la limite élastique, jusqu'à disparition quasi complète du palier d'étirage.

Ce traitement a été choisi afin d'assurer un degré d'écroutissage uniforme dans tout le corps de l'éprouvette, en réalisant un allongement permanent aussi uniformément réparti que possible, de l'ordre de 2 %. Les résultats des expériences ont prouvé la persistance de tous les critères classiques de ductilité : allongement et striction, à peine altérés, et aucune apparence de cassures sans striction. La résilience, que l'on peut aussi considérer comme un indice de fragilité, reste satisfaisante. Il est à remarquer que les éprouvettes ont été usinées hors de barreaux écrouis de grandes dimensions et essayés plusieurs jours après l'écroutissage, de telle sorte qu'il a pu se produire un vieillissement naturel, si le métal était sensible à ce

phénomène assez mal défini. Nous pensons qu'un écrouissage brutal, par un allongement unique de 5 à 10 % ou par un cintrage important alterné et répété, constitue un traitement insolite sans rapports avec les avatars que le métal peut réellement subir dans une construction normale. Cependant, en considération du découpage à froid par la cisaille, du poinçonnage et de certaines ruptures provoquées par cintrage, nous avons aussi appliqué ces méthodes d'écrouissage.

Les caractères généraux des ruptures par traction statique ou par choc unique n'ont pas été modifiés ; il y a toujours eu rupture avec allongement et striction. Il en est de même après vieillissement artificiel, par réchauffage à 250° C pendant une demi-heure des barreaux écrouis. Il n'y a aucune apparence de rupture sans striction ; le métal conserve les apparences de la ductilité. L'allongement subsiste, bien que réduit de plus de moitié, mais la striction reste importante (fig. 70 et 71). La charge de rupture est appréciablement inférieure à la charge maximum et l'allongement moyen global (11,3 %) nettement supérieur à l'allongement moyen réparti en dehors de la zone de striction (7 %). Il subsiste donc un travail de striction bien défini. On remarque qu'il subsiste même un palier d'étirage, avec une limite élastique élevée. La rupture par chocs de traction répétés, lorsqu'elle se produit en plein corps de l'éprouvette, en dehors des têtes, est encore accompagnée d'une striction appréciable ; l'endurance au choc est d'ailleurs augmentée.

Les diminutions considérables de la résilience à la suite d'un écrouissage très important (nous avons indiqué au chapitre III qu'un allongement moyen de 10 % correspond à l'origine réelle de la striction géométrique, c'est-à-dire de la dislocation du métal et du commencement de rupture), son annulation pratique par vieillissement artificiel, dénotent certes un changement de comportement, que nous considérerons à propos de l'examen de l'essai de choc sur barreau entaillé. Mais il n'empêche que ces changements n'engendrent pas de ruptures sans striction par traction statique ou par choc. Ecrouir un barreau d'acier, même considérablement, et le vieillir artificiellement ne permettent pas d'obtenir des ruptures sans striction par les essais ordinaires de traction ni par fatigue ⁽¹⁾.

(¹) Il est bien connu que l'écrouissage d'un acier doux augmente son endurance. Cf. R. CAZAUD et L. PERSOZ, *La Fatigue des métaux*, 2^e éd., 1943.

Les essais de traction effectués sur des plats épais, cintrés à froid, extraits d'ouvrages ayant subi des ruptures sans striction, n'ont permis de déceler aucun effet d'écroutissage ; ils n'ont pas produit des ruptures sans striction.

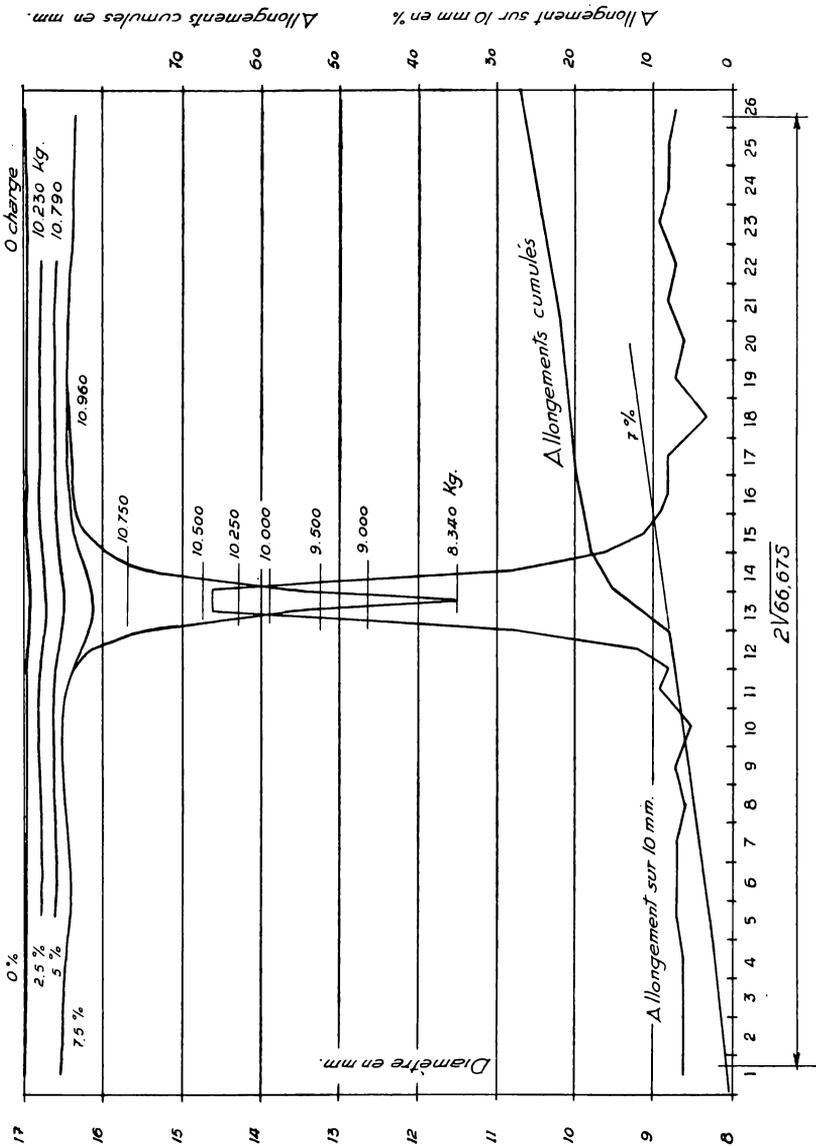


FIG. 70. — Epruvette n° A. 17 D.
Variation du diamètre au cours de l'essai.

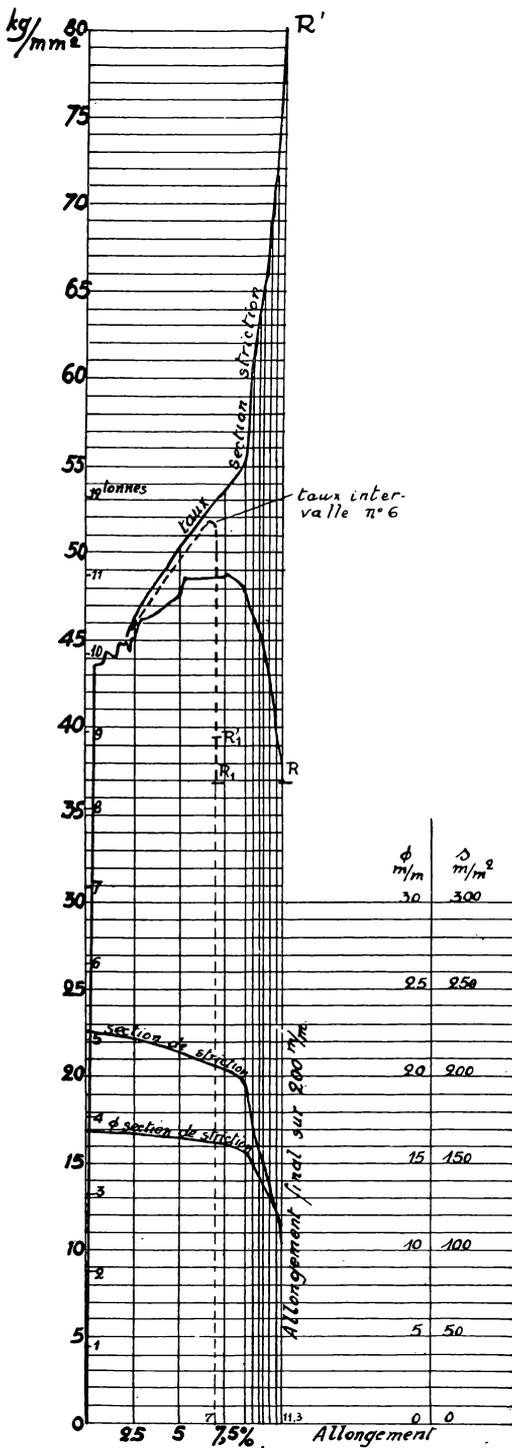


FIG. 71. — Eprouvette n° A. 17 D.
 Direction laminage, écroûie 10 % vieillie.
 Tôle Thomas.

Nous avons déjà indiqué que l'application de soudure n'engendre pas des ruptures sans striction (chap. III) sous réserve de l'application de cordons longitudinaux sur des éprouvettes de traction, qui a une autre signification et qui sera examinée plus loin. Cette application de soudure n'annihile pas, n'altère même pas considérablement en général la ductilité de l'acier de base.

Nous avons aussi effectué des essais de traction sur des barreaux comportant un cordon longitudinal de soudure ou deux cordons longitudinaux opposés, décollétés au tour de telle sorte que les éprouvettes contiennent une zone ou deux zones diamétralement opposées altérées par la soudure. Il n'y a pas eu de ruptures sans striction, bien qu'une éprouvette en acier S.-M. ait contenu de nombreuses gerçures (apparences de crevasses) au voisinage de la striction. En cas de structure feuilletée, l'hétérogénéité de l'éprouvette donne lieu à des décollements longitudinaux et à des ouvertures de doublures, créant des ruptures compliquées, mais non dépourvues de striction.

Ces conclusions ont été corroborées par des essais de traction statique et par choc unique effectués sur des barreaux extraits de constructions ayant subi des ruptures sans striction, après avoir soumis ces barreaux à divers traitements thermiques tels que :

Revenu à 400° ou 600° C, refroidissement à l'air ;

Recuit à 875° ou 925° C, refroidissement à l'air ou au four ;

Trempe à l'eau à 0° C après chauffage à 950° ou 975° C

Les traitements autres que la trempe ont accusé ou n'ont pas modifié la ductilité, jamais il ne s'est produit de ruptures sans striction. Cependant, ces aciers Thomas ordinaires ont tous donné lieu, pour les barreaux recuits et refroidis lentement au four, aux constatations suivantes, apparemment contradictoires : augmentation de la ductilité à l'essai de traction statique et forte diminution de résilience. Il s'agit d'un phénomène de surchauffe. Le refroidissement rapide à l'air a démontré l'absence de susceptibilité à la trempe à l'air, pour des teneurs en C allant jusqu'à 0,25 %.

La trempe vive à l'eau a donné des résultats variables selon la teneur en C. Pour des valeurs jusqu'à 0,125 et même 0,16 %, des allongements de rupture assez importants ont été conservés, même un faible palier d'étirage. Les résiliences sont parfois élevées, parfois médiocres. Pour les aciers plus carbu-

rés, la susceptibilité à la trempe à l'eau est grande. Les allongements de rupture sont fortement diminués, le palier disparu, les résiliences médiocres. Celles-ci sont cependant toujours supérieures à celles qui résultent du recuit avec refroidissement lent.

Cependant, ces traitements thermiques si diversifiés, qui semblent devoir englober tous ceux que la soudure peut produire dans l'acier de base, n'ont jamais fait apparaître de ruptures sans striction.

A l'essai de choc répété par traction, le recuit avec refroidissement à l'air laisse subsister une très grande ductilité des aciers doux de construction, tant Th. que S.-M., tandis que la trempe augmente considérablement l'endurance au choc de traction et atténue la striction, qui reste cependant appréciable.

Les essais de pliage sans ou avec cordon de soudure longitudinal confirment ces conclusions générales.

Encore que l'essai de pliage n'ait pas de rapports avec les ruptures qui peuvent se produire dans les ouvrages, il constitue une épreuve assez convaincante de ductilité, par les grands allongements moyens qu'il engendre, encore davantage par les allongements locaux, qui sont supérieurs à ceux relevés dans les parties strictionnées des éprouvettes de traction.

Nous avons effectué quantité d'essais de pliage, avec ou sans soudure, en constatant toujours la persistance de la ductilité, notamment dans les essais de pliage selon la disposition de Dutilleul (*Bulletin technique du Bureau Veritas*, janvier 1937).

Il y a une réserve à faire au sujet du pliage d'éprouvettes d'acier de forte épaisseur (50 mm et plus) éventuellement avec un cordon de soudure longitudinal, qui a une autre signification et qui sera examiné plus loin. Nous avons d'ailleurs pu réaliser de tels pliages à près de 180° sans rupture sur des aciers d'ouvrages qui avaient subi des ruptures sans striction.

Les ruptures sans striction ayant parfois été constatées par temps froid, sans que cela soit une règle générale, nous avons aussi étudié des éprouvettes ayant reçu des cordons de soudure déposés à une température inférieure à 0°. Dans ce cas, il s'agissait seulement de contrôler la ductilité et nous avons eu recours à des essais de pliage qui ont attesté sa persistance.

En résumé, par tous les moyens précités, couvrant la plupart des hypothèses énoncées comme pouvant constituer les causes possibles de ruptures sans striction, nous ne sommes

pas parvenus à en produire. L'hypothèse de la fragilité de forme (changements de section, raccords courbes, etc.) n'affecte pas la ductilité intrinsèque de l'acier et lui donne au contraire souvent l'occasion d'exercer ses effets. Elle n'engendre pas de rupture sans striction dans les essais de traction. Dans le cas des ruptures dans les raccords aux têtes de certaines éprouvettes d'endurance ou de destruction par chocs répétés, qui présentent quelque apparence d'absence de striction, il s'agit à vrai dire de fatigue.

Nous croyons qu'il est très important d'attirer l'attention sur l'observation suivante. Au cours des très nombreux essais de rupture dont les résultats ne sont résumés que très globalement dans le chapitre précédent et dans les deux premiers paragraphes de celui-ci, il est arrivé assez fréquemment que des éprouvettes montraient après rupture des indices de multiples amorces de ruptures non poursuivies. Strictions multiples dans les éprouvettes, presque toujours hétérogènes soudées, rompues par traction statique ou par choc unique; fissures multiples dans les éprouvettes « altérées » longitudinalement par soudure ou portant des cordons de soudure longitudinaux, rompues par traction statique; gerçures et fissures nombreuses dans les éprouvettes homogènes ou hétérogènes rompues par chocs de traction répétés (fig. 68 et 69), fissures dans les éprouvettes homogènes ou hétérogènes rompues par fatigue (fig. 66); fissures dans les éprouvettes homogènes ou hétérogènes pliées rompues ou non.

Que nous ayons observé ces phénomènes avec une fréquence inaccoutumée pour certains d'entre eux nous semble dû au grand nombre d'épreuves. Nous y voyons d'abord un indice excellent de ductilité, de ténacité et de non-fragilité.

Ensuite le rappel d'une vérité évidente, à savoir que les ruptures sont fixées et conditionnées par les défauts, généralement indécélables, de la matière. Rien de plus caractéristique à ce sujet que la mise en évidence de la *multiplicité* des défauts qui n'empêche par l'*unicité* de la cassure, alors même que plusieurs sont possibles et amorcées. L'une d'elles finalement cède alors que probablement il n'existait qu'une faible marge par rapport à la rupture en une autre section. Il nous paraît nécessaire d'insister sur ces observations fondamentales, parce que nous croyons qu'elles sont souvent perdues de vue en raison de théories mécaniques appelées improprement théories de la rupture et des théories physiques au sujet de la déforma-

tion des matériaux à structure cristalline. Ces théories sont perçues sans critique suffisante par le plus grand nombre des personnes auxquelles tout ce qui est mis sous une forme théorique synthétique est aisément accessible, alors que l'enseignement de l'expérience est à peu près réservé à ceux qui en font et qui sont le très petit nombre. Nous n'entendons point par là contester l'utilité des théories précitées, mais préciser leur domaine qui est celui des petites déformations ; elles sont insuffisantes à elles seules pour la rupture.

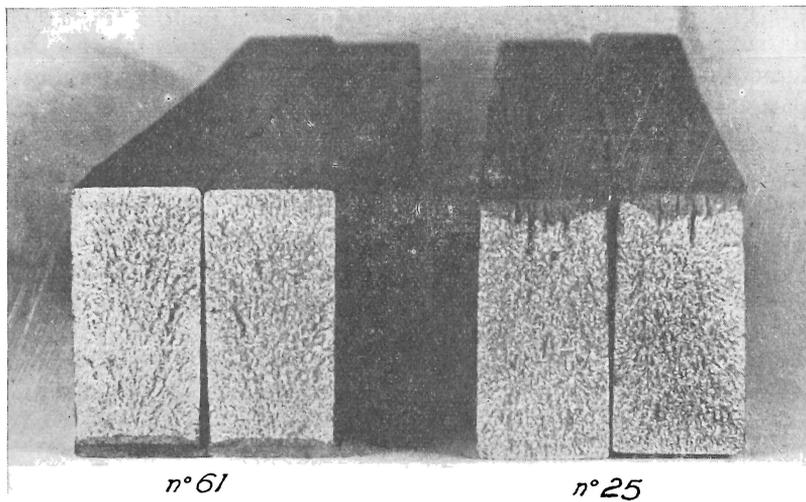


FIG. 72.

3. Génération de ruptures sans striction par entailles et par soudure

Ces nombreuses expériences, dont les résultats négatifs ne nous ont pas surpris, étaient cependant utiles et nécessaires, non seulement pour élucider les questions posées par les hypothèses énoncées, mais aussi pour préciser nos vues propres qui devaient conduire à des résultats positifs. En dehors de toute recherche expérimentale, le fait le plus frappant dans les ruptures sans striction et donnant lieu à réflexion, est leur production apparemment spontanée dans les ouvrages ou sous l'effet d'une cause hors de proportion avec le résultat (refroidissement, faible surcharge, etc.). On ne peut même être

assuré que ces actions soient des causes et non de simples coïncidences. Mais il est patent que des ouvrages rompus de la sorte ont subi avant rupture et fréquemment des surcharges beaucoup plus fortes ou des effets dynamiques plus importants ou des températures plus basses. Les ruptures spontanées des poutrelles impliquent l'action certaine des tensions initiales très élevées. La localisation des ruptures à un moment défini et apparemment quelconque du temps suggère l'idée d'une

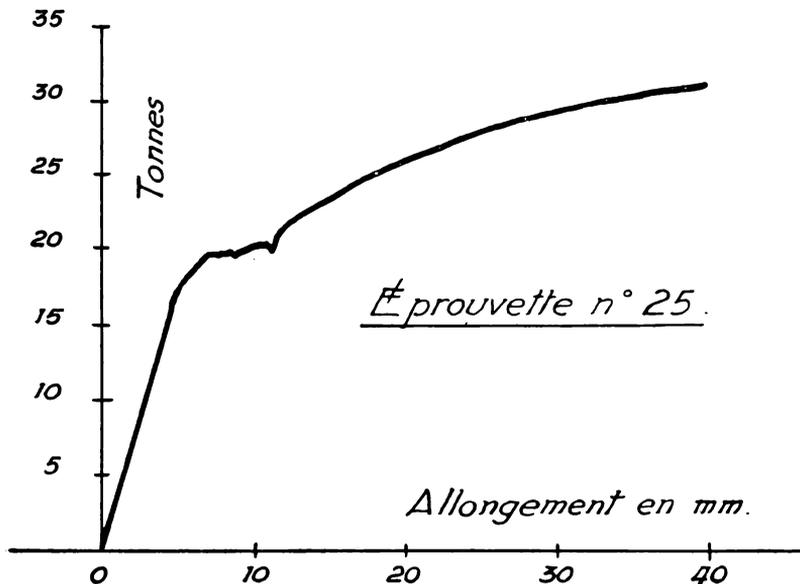


FIG. 73. — Traction statique.

amorce de rupture différée, dont la propagation lente peut devenir soudain très rapide. Une telle amorce de rupture peut être une fissure ou toute discontinuité analogue. De telles fissures peuvent provenir de la préparation des pièces (cisailage et poinçonnage à froid, voire découpage oxyhydrique) et du retrait local de la soudure, éventuellement des fissures microscopiques, difficiles à constater d'ailleurs, de ce fait peu constatées et peu certaines, mais éventuellement aussi des fissures parfaitement visibles et qui ont été constatées à plusieurs reprises. Des soudures défectueuses peuvent d'ailleurs contenir des fissures ou des défauts ayant un caractère analogue (chap. III, §§ 4 et 5). Nous avons donc décidé d'étudier l'effet

de fissures ou plus exactement d'entailles superficielles, aussi minces qu'il était possible de les usiner, sans brutalité d'ailleurs, à la fraise et non à la scie. C'est par ce moyen que nous sommes effectivement parvenus en premier lieu à produire et reproduire des ruptures sans striction en 1938-1939, sur de l'acier Thomas ordinaire d'un ouvrage ayant subi de telles ruptures.

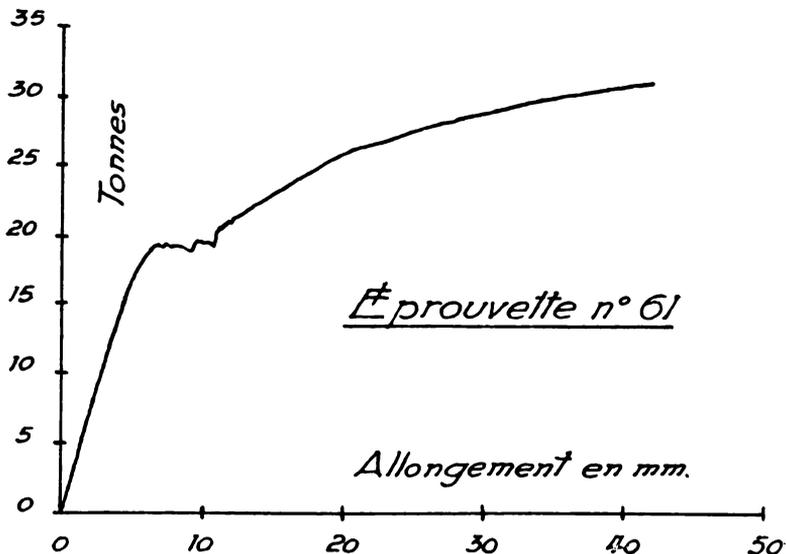


FIG. 74. — Traction statique.

Ces essais ont été effectués d'abord sur des éprouvettes de 440 mm de longueur, de section rectangulaire 40×20 mm pour des tôles de 20 mm, parallèlement au laminage ($C=0,125$ %) et de 40×45 mm pour des plats de 45 mm ($C=0,16$ à $0,21$ %), dans le même sens. Ces éprouvettes ont été essayées :

- a) Sans entailles ;
- b) Avec entailles dans une face de laminage, de 1 mm de largeur et de 1,2 ou 5 mm de profondeur ;
- c) Avec entailles de mêmes dispositions et dimensions suivant l'épaisseur ;
- d) Avec deux entailles comme en b disposées dans un même plan et dans les deux faces de laminage ;

e) Avec deux entailles comme en c, disposées dans un même plan et dans les deux faces perpendiculaires aux faces de laminage (suivant l'épaisseur).

Les entailles sont toutes transversales, c'est-à-dire normales à l'axe et aux arêtes des barreaux. Suivant la profondeur, elles sont normales à cet axe ou inclinées à 60° ou 45° . Les barreaux étaient tous divisés en vue de déterminer la répartition des allongements de rupture. Le diagramme de variation de l'allongement en fonction de la charge était relevé.

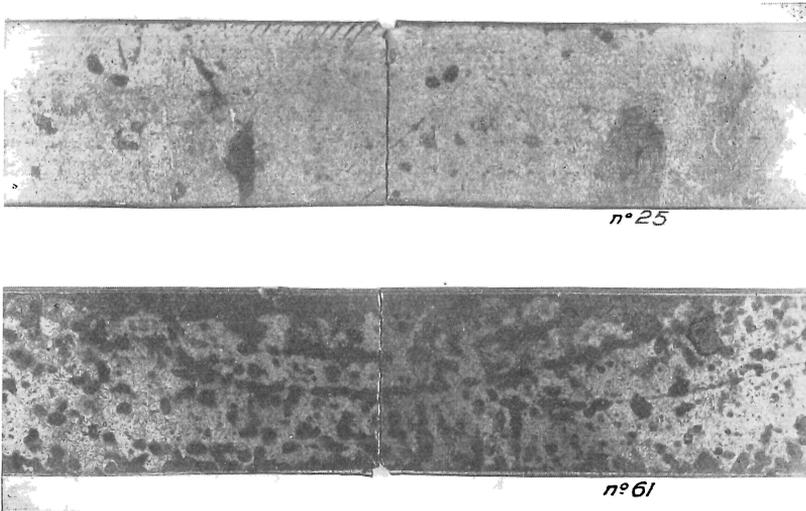


FIG. 75.

Parmi les 60 barreaux entaillés de 20 mm d'épaisseur :

- 48 présentent des ruptures à striction fibreuses ;
- 6 présentent des ruptures mixtes avec partie unie et brillante ;
- 6 présentent des ruptures planes sans striction, normales à l'axe.

Les diagrammes ont l'allure de ceux relatifs aux barreaux non entaillés, avec palier d'étirage. Ils subissent des modifications croissantes avec la profondeur des entailles, du fait de leur ouverture par l'extension. Pour 1 mm de profondeur, la résistance est peu affectée, l'allongement moyen diminue d'un

tiers, les allongements maxima variant de 40 à 70 %. Le palier est nettement inférieur à la charge maximum. Pour 5 mm de profondeur, la résistance diminue nettement, la tension dans la partie non entaillée du barreau devient inférieure ou peu supérieure à la limite élastique, l'allongement moyen de rupture est faible (8 %), le palier correspond presque à la charge de rupture et les allongements notables sont localisés au voisinage de la cassure.

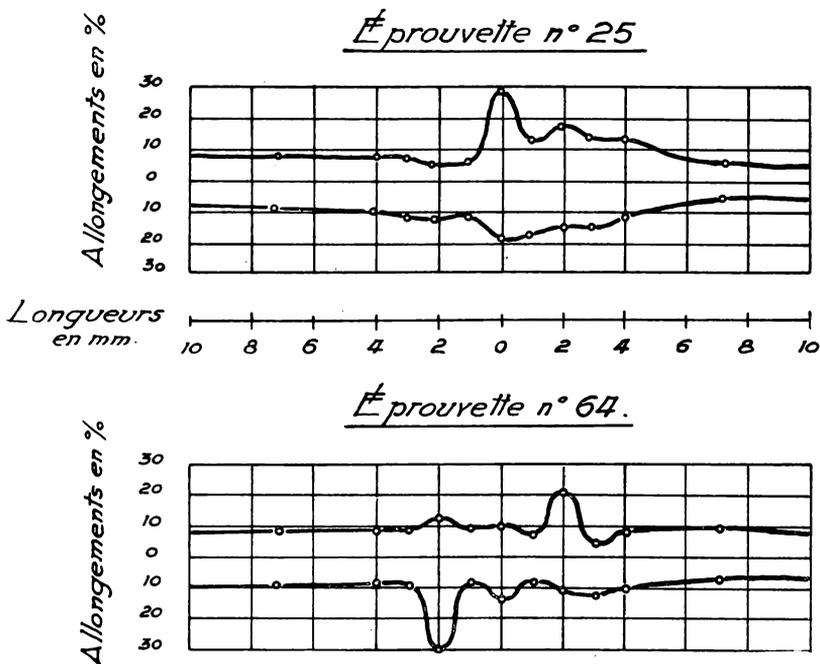


FIG. 76.

Dans tous les cas, à partir d'une certaine distance de la cassure, les allongements répartis sont peu variables et légèrement inférieurs à l'allongement moyen de rupture. Les ruptures strictionnées sont compliquées par les entailles. Elles révèlent un feuilletage marqué, même des doublures nettes. Elles sont généralement normales, c'est-à-dire ne passant que par une entaille, même lorsqu'il y en a deux obliques (sauf quelques exceptions pour des doubles entailles obliques de 1 et 2 mm de profondeur dans les deux faces de laminage).

Les six ruptures mixtes correspondent aux six éprouvettes à entailles doubles de 2 mm dans les faces de laminage (allongement moyen 10 à 12 %, allongement maximum 30 à 40 %).

Les six ruptures sans striction proviennent pour deux

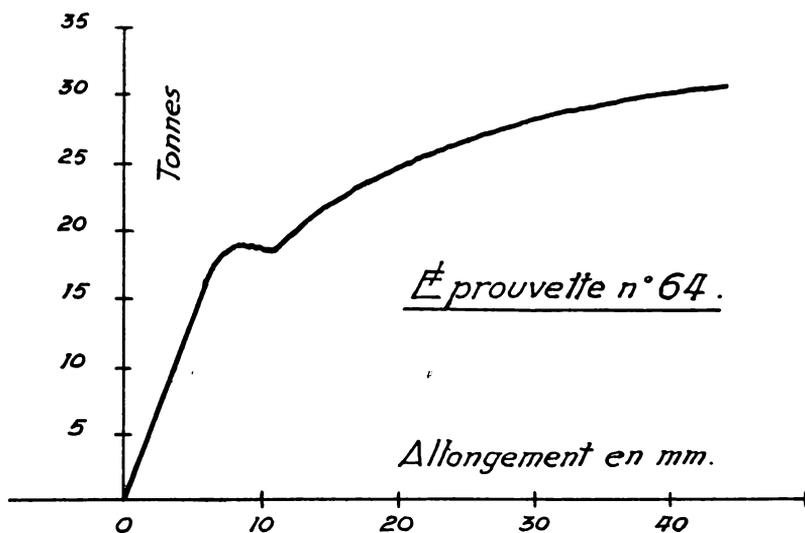
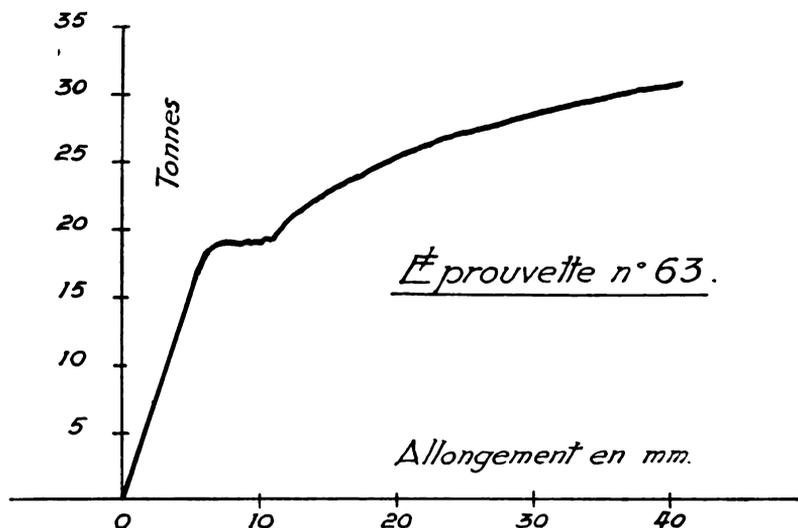


FIG. 77. — Traction statique.

d'entre elles d'entailles simples à 60° suivant l'épaisseur, les quatre autres d'entailles obliques doubles suivant l'épaisseur (diagramme à palier, allongement moyen 10 à 12 %, allongement maximum 20 à 40 %).

Le caractère le plus frappant est, dans tous les cas, la disparition du segment descendant $P_m P_r$ du diagramme de traction dans le cas de ruptures sans striction, tandis qu'il existe pour toutes les autres formes de rupture.

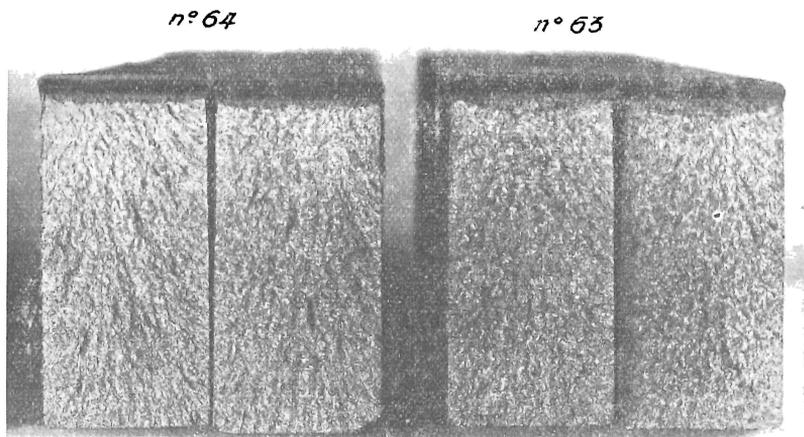


FIG. 78.

Donc, en cas d'absence de striction, P_m et P_r sont confondus. Comme la section de rupture est peu différente de la section initiale, la tension de rupture vraie est sensiblement égale à la tension maximum rapportée à la section initiale. Le travail de striction est nul. Ceci corrobore et complète ce qui est indiqué au chapitre III, § 1 au sujet de la striction et constitue le critère entièrement objectif de la rupture sans striction, alors que l'apparence visuelle peut donner lieu à confusion (fig. 72 à 78).

Pour les plats de 45 mm d'épaisseur, sur 60 barreaux entaillés :

- 41 ont présenté des ruptures sans striction, passant par une entaille ;
4 ont cassé de la même manière dans les têtes ;
8 ont présenté des ruptures mixtes ;
7 ont présenté des ruptures avec striction, dont 4 en dehors de toute entaille (fig. 79 à 86).

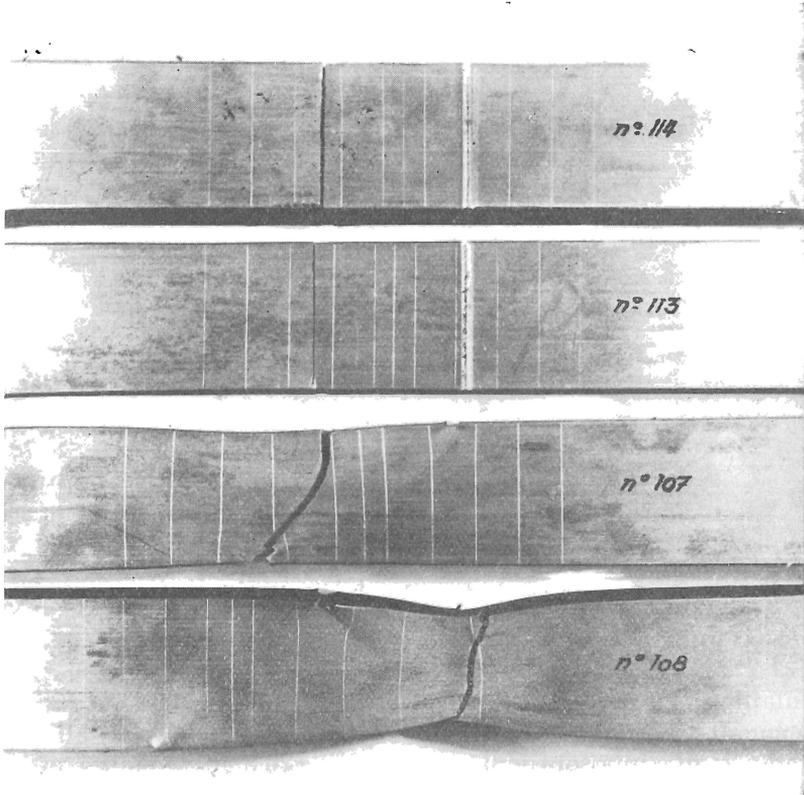


FIG. 79.

Ces éprouvettes étaient extraites de pièces diverses. Des 7 strictionnées, 6 proviennent d'un même plat, qui a fourni par ailleurs 6 éprouvettes à rupture sans striction. De même, 4 des 8 éprouvettes à cassure mixte provenaient d'un même plat. Il y aurait donc une certaine localisation des caractères.

Les cassures mixtes peuvent s'expliquer comme suit. L'entaille a donné lieu à un commencement de rupture ductile, ce

qui a augmenté la profondeur et l'acuité de l'entaille et a provoqué la rupture finale sans striction. Dans une éprouvette rompue avec striction, deux fissures inclinées sur l'axe en dehors de la rupture semblent indiquer que les ruptures ne s'amorcent pas aux arêtes mais dans les faces. Les constatations faites sur les plats de 45 mm sont les mêmes que sur les tôles de 20 mm.

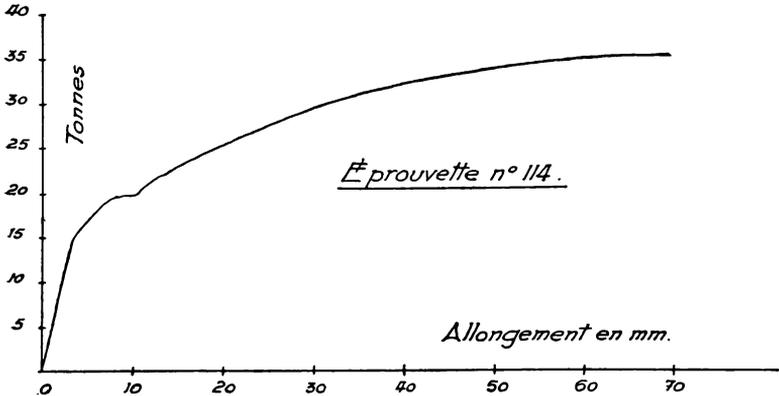


FIG. 80. — Traction statique.

Dans tous les cas de rupture sans striction, le segment descendant $P_m P_r$ du diagramme de traction est évanoui; P_r est confondu avec P_m et le travail de striction est nul.

Les ruptures sans striction sont normales et ne passent jamais que par une seule des deux entailles obliques. Les allongements moyens diminuent avec la profondeur des entailles (7,5 à 18 % pour 1 mm de profondeur, 3,5 % et même 0,5 % pour 2 mm et 5 mm de profondeur). Les allongements maxima sont moins influencés (20 à 40 % pour 1 mm de profondeur, 10 à 40 % pour 2 et 5 mm). Les éprouvettes entaillées cassées avec striction ont eu jusqu'à 32,5 % d'allongement moyen et des allongements maxima de 80 % à 120 %. Les éprouvettes cassées avec striction en dehors des entailles ont donné lieu aux charges maxima les plus faibles; les entailles peu profondes ne constituent donc pas des déformations supérieures à tous les défauts invisibles des éprouvettes, ce que confirment aussi les cassures dans les têtes. Le palier d'étirage s'est produit pour toutes les éprouvettes entaillées.

Il est donc bien établi que les ruptures sans striction ne

correspondent nullement à un défaut de ductilité ; elles proviennent de l'entaille et elles sont influencées par l'épaisseur et la texture de l'acier. Cela résulte de leur fréquence moindre pour les tôles de 20 mm, par ailleurs feuilletées, que pour les plats de 45 mm, plus homogènes mais assez fortement ségrégués. Il est à remarquer que les entailles avaient les mêmes dimensions pour les deux épaisseurs, leur influence aurait donc dû être *relativement* plus grande pour l'épaisseur la plus

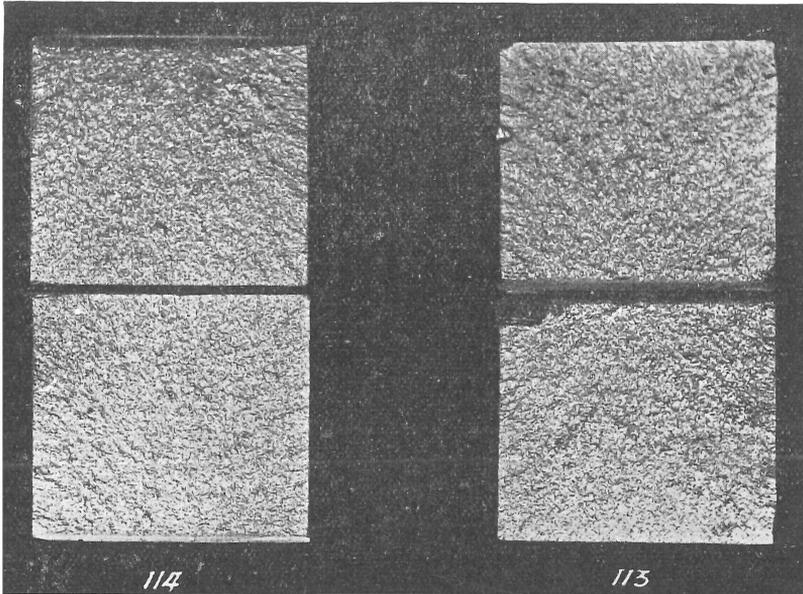


FIG. 81.

faible, ce qui n'a pas été le cas. Les ruptures sans striction sont liées à l'existence de l'entaille plutôt qu'à sa profondeur. Les quelques ruptures sans striction et mixtes des éprouvettes de 20 mm correspondaient toutes à des entailles de 2 mm de profondeur. Les entailles uniques les provoquent autant que les doubles, puisque aussi bien, en cas d'entailles doubles obliques, elles ne passent que par l'une d'elles. Les ruptures procèdent effectivement à partir d'une entaille. On y observe des petites stries divergentes, en forme d'aigrettes ou de palmettes, issues de l'origine de la cassure, comme on a pu en observer

sur les ruptures sans striction de certaines constructions. Ces figures révèlent donc le point de départ de la cassure.

Des essais de choc de traction sur barreaux cylindriques entaillés ont été effectués à la même époque (1938-1939) sur les mêmes produits. L'effet a été considérable; le travail de rupture et les allongements des barreaux entaillés subissent des diminutions considérables en rapport avec le développement périphérique des entailles et sans égard à la symétrie. La différence de comportement selon l'épaisseur du produit ne s'est pas manifestée dans cet essai; les éprouvettes avaient d'ailleurs toutes les mêmes dimensions.

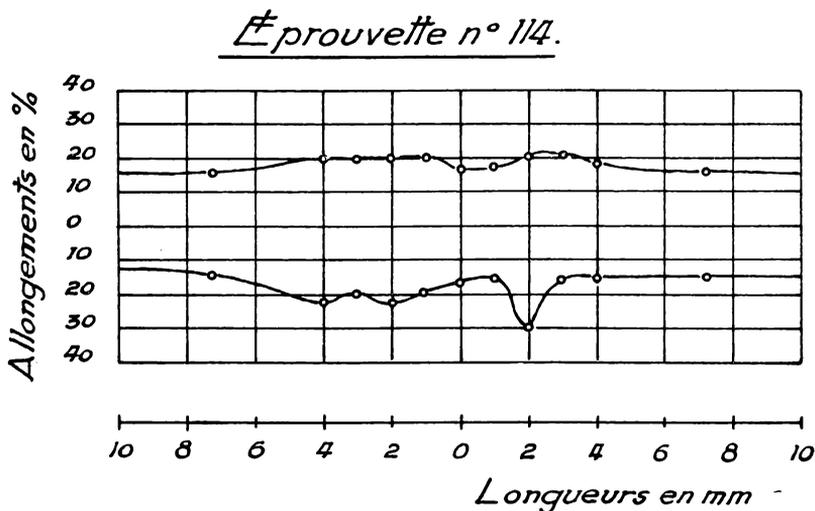


FIG. 82.

Ultérieurement, des essais de traction statique sur barreaux entaillés ont été effectués sur des aciers doux élaborés par des méthodes diverses, en épaisseur de 20 et 50 mm et aussi sur des aciers 42-50 S.-M. calmés. Ces aciers avaient subi éventuellement des traitements divers combinés (recuit, écrouissage, vieillissement). Les éprouvettes étaient du type défini dans les Prescriptions provisoires relatives aux constructions soudées de l'Administration des Ponts et Chaussées. Des ruptures sans striction ont été obtenues en petit nombre pour l'épaisseur de 20, en plus grand nombre pour celle de 50. La nature de l'acier et les traitements subis interviennent dans le

phénomène. Les entailles ne produisent pas nécessairement des ruptures sans striction, mais peuvent les provoquer dans de nombreux cas.

Après les premiers essais positifs sur l'effet des entailles, nous avons pensé, en 1939, à produire des fissures par le seul processus de la mise en charge, en déposant, sur une des faces

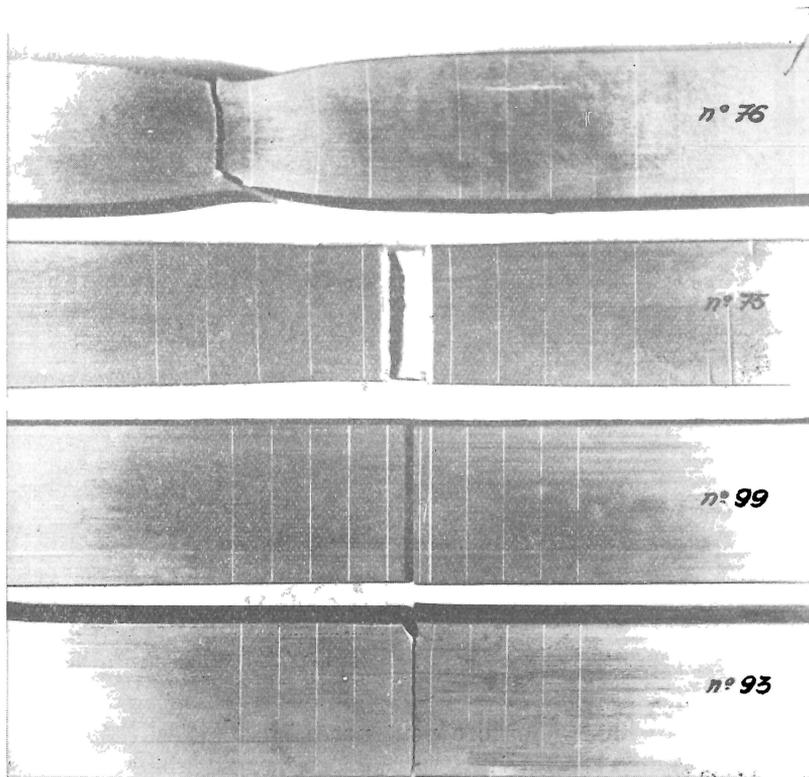


FIG. 83.

de laminage ou sur les deux faces de barreaux de 40×20 mm, axialement, sur les bords ou suivant l'épaisseur, un ou plusieurs cordons longitudinaux de soudure de qualité assez peu ductile. Comme ceux-ci sont moins ductiles que l'acier de base, ils se fissurent pendant la période des grands allongements de l'acier. Il advient que ces fissures donnent lieu à plusieurs amorces de striction, parfois à rupture sans striction.

La fréquence a été de 50 % (7 éprouvettes sur 14), plus grande que celle des ruptures sans striction par entailles dans la même tôle de 20 mm d'épaisseur (voir plus haut).

Il n'est pas indispensable de disposer des cordons symétriques, un seul suffit éventuellement. L'allongement de rupture est en tous cas diminué, même si la rupture se fait avec striction. Dans ces conditions et par un processus compréhensible,

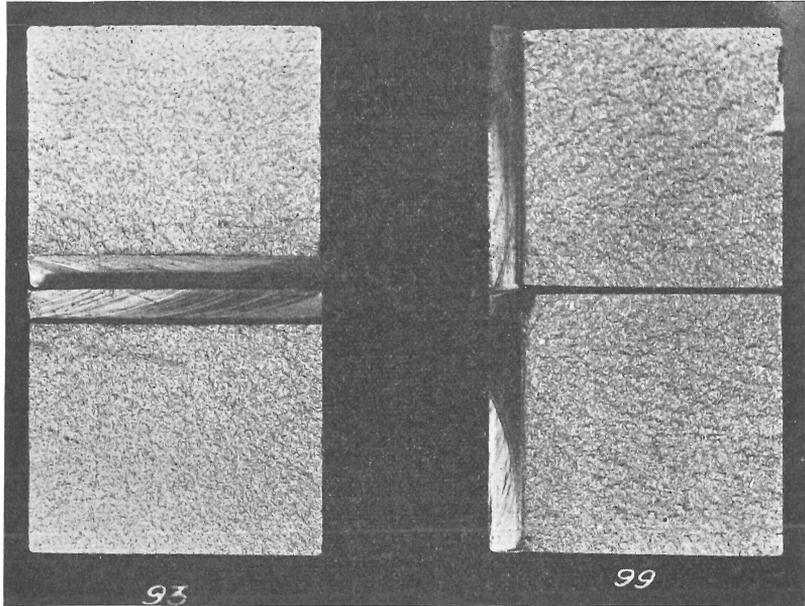


FIG. 84.

l'application de la soudure peut produire des fissures susceptibles d'amorcer la rupture sans striction. Le phénomène est en rapport avec l'orientation de la soudure par rapport aux efforts et est de nature à conférer aux cordons longitudinaux un caractère moins inoffensif qu'on ne leur supposerait à première vue, surtout en se référant aux conclusions optimistes sans réserves de certains auteurs au sujet des effets de l'écroutissage sur les tensions (voir chap. II, § 8).

La génération des ruptures sans striction par des cordons longitudinaux de soudure provient de la fissuration des cordons et non de l'altération du métal de base par la soudure, ainsi qu'il a été établi au paragraphe 2 ci-dessus.

Des essais comparatifs ultérieurs effectués sur diverses qualités d'acier, en diverses épaisseurs, parallèlement aux essais sur les effets des entailles et d'après le type d'éprouvette avec deux cordons longitudinaux de soudure axiaux défini par les mêmes Prescriptions provisoires relatives aux constructions soudées de l'Administration des Ponts et Chaussées, ont établi en général une faible propension à la génération de ruptures sans striction par les cordons longitudinaux de soudure, ce qui n'est pas en accord avec les résultats de nos premières expériences,

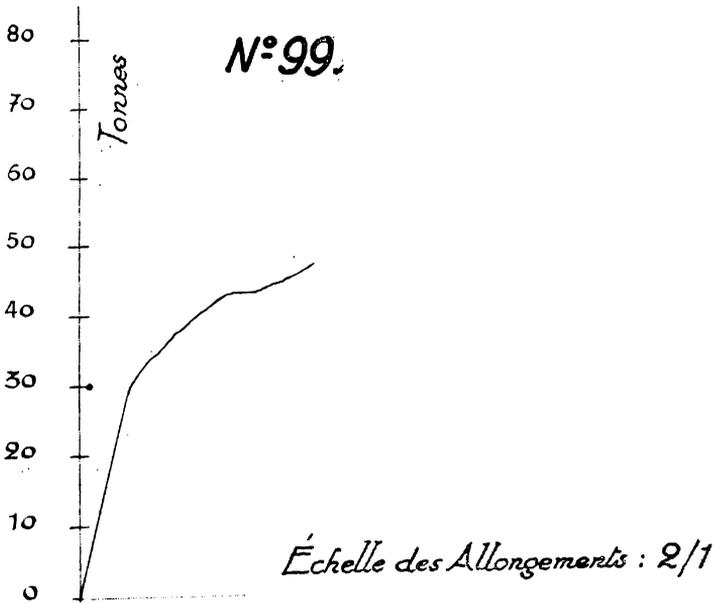


FIG. 85.

mais peut s'expliquer par le fait que dans celles-ci, les ruptures sans striction se sont surtout produites dans des barreaux portant plusieurs cordons longitudinaux de soudure. Leur multiplication augmentait naturellement les chances de production de fissures pouvant donner lieu à absence de striction. En même temps qu'ils se fissurent, il arrive que les cordons se détachent. L'effet de l'épaisseur (20 et 50 mm) est est

considérablement moins marqué que dans le cas des éprouvettes entaillées. Pour des aciers 52, à 36 kg/mm² de limite élastique, les cordons de soudure n'ont guère d'effet, vu que leur limite élastique est du même ordre que celle de l'acier. Ils se fissurent et se détachent tout de même, avant rupture, mais sans supprimer la striction. Dans ce type d'éprouvette, les cassures sont le plus souvent en sifflet (obliques). d'un

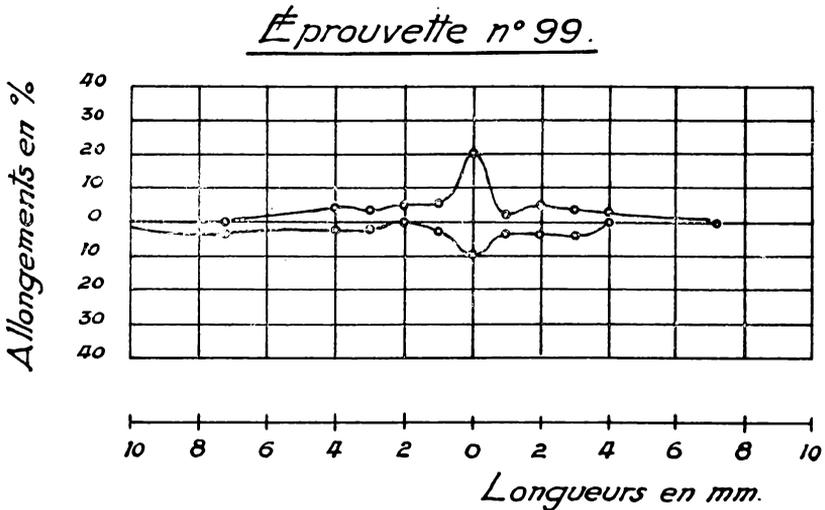


FIG. 86.

cordon vers l'autre ⁽¹⁾. Ces expériences ont atteint le but que nous nous étions proposé : provoquer des ruptures sans striction dans des aciers ductiles et non fragiles. C'était la première étape que nous poursuivions sur la voie de l'explication des ruptures sans striction. Nous avons toujours fait des réserves sur des interprétations et des usages de ces résultats qui allaient au delà de nos propres intentions.

⁽¹⁾ Nous avons relevé sur les nombreuses éprouvettes d'une série d'essais que l'angle du sifflet était généralement compris entre 35° et 45°, à quelques exceptions près. Ces limites concordent avec celles des variations angulaires des lignes de Hartmann (cf. F. K. TH. VAN ITBESON, *Traité de plasticité pour l'ingénieur, op. cit.*).

4. Essais de traction excentrique

Dans les ruptures sans striction des ouvrages soudés, d'autres facteurs doivent intervenir, en rapport avec la complexité de la sollicitation. Les essais de traction, même de

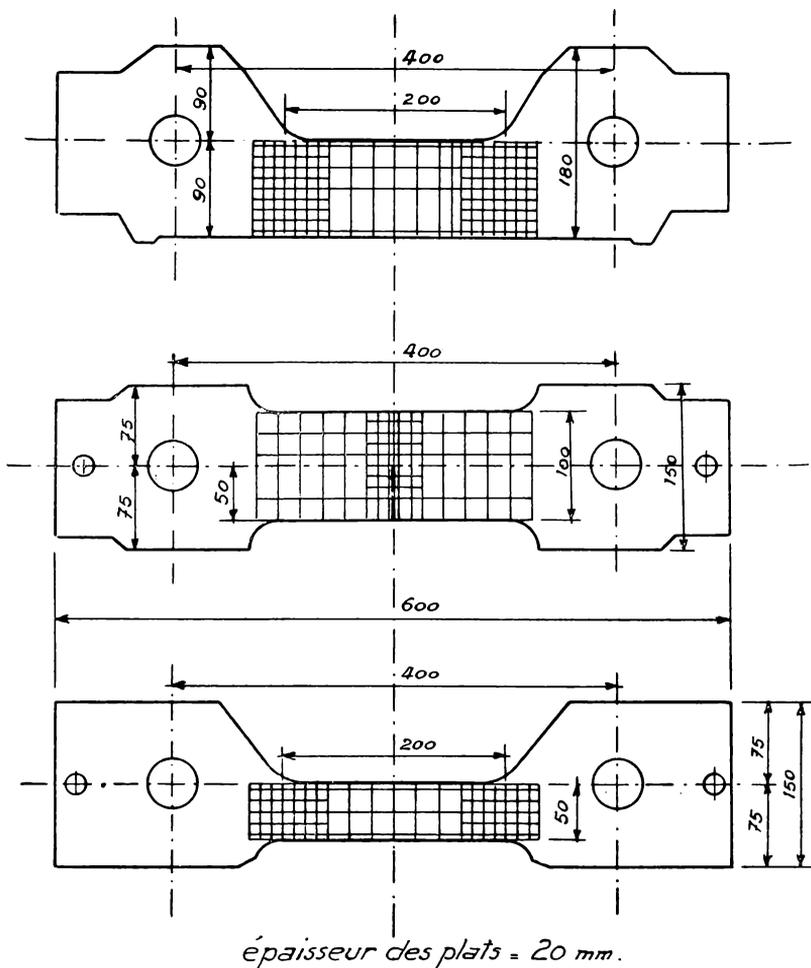


FIG. 87.

pliage, mettent en jeu des sollicitations relativement simples, le plus souvent homogènes (traction simple). Il en est de même dans toutes les expériences sur les ruptures, dans lesquelles les tensions complexes éventuelles sont généralement

de révolution ou du moins symétriques. On ne constate pas de conditions et directions privilégiées dans les ruptures sans striction des pièces soudées ou non, surtout lorsqu'elles proviennent de tensions de laminage et de soudure.

Les tensions et leurs variations sont complexes, voire capricieuses. Les parcours des ruptures le sont souvent aussi, ce qui peut provenir de la répartition des tensions et aussi de

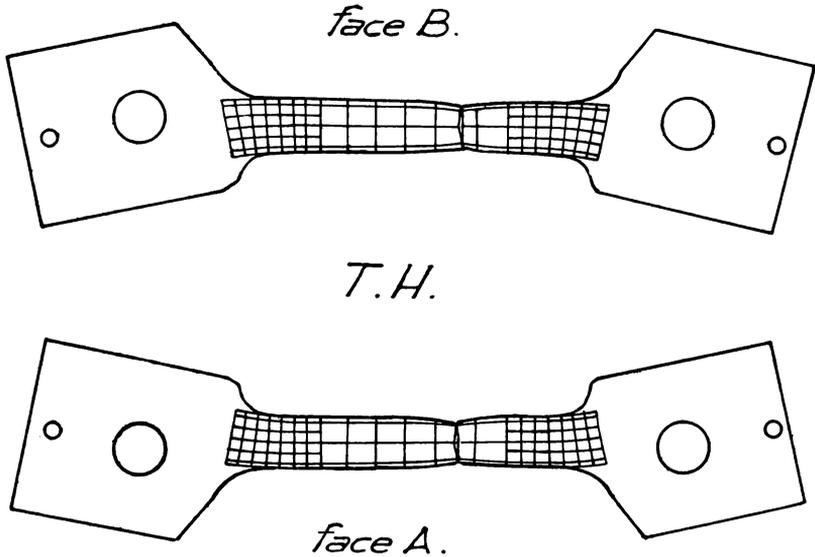


FIG. 88.

l'hétérogénéité de la matière, notamment de ses défauts. Certains peuvent d'ailleurs entraver la rupture sans striction, comme le feuilletage, qui arrête la propagation des fissures. Nous reviendrons sur ce point plus loin. Nos expériences nous conduisent à penser qu'une texture très homogène et continue est plutôt favorable à la rupture sans striction par propagation des fissures lorsque les conditions requises pour le phénomène existent.

On est très limité dans les possibilités de produire en laboratoire des sollicitations non homogènes. L'excentricité de sollicitation nous a paru un moyen propre à produire des tensions et des déformations assez variées et susceptible de défavoriser la striction. C'est la raison d'une série d'essais de trac-

tion excentrique sur éprouvettes quadrillées de dimensions diverses, confectionnées dans deux aciers doux d'élaboration diverse (fig. 87). L'un était un Thomas ordinaire, provenant en partie d'un ouvrage ayant subi des ruptures sans striction ou tout à fait similaire ; l'autre un Siemens-Martin calmé. Les efforts excentriques étaient transmis par des chevilles cylindriques à des œillets pratiqués dans les têtes robustes des

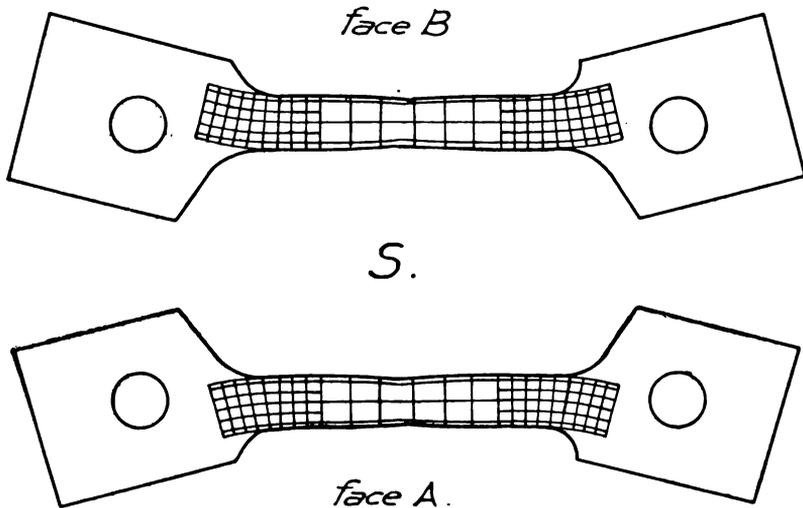


FIG. 89.

éprouvettes, de manière à permettre librement les déformations. Celles-ci ont été considérables. Les éprouvettes tendues excentriquement tendent à se redresser, d'une manière accessible au calcul dans le domaine de l'élasticité, mais pas au delà. La répartition des tensions est modifiée dans le domaine de la plasticité (voir annexe), mais le calcul de la variation de l'excentricité n'est pas possible ; elle ne peut être déterminée que par l'expérience. Celle-ci prouve que les pièces assez élancées peuvent se redresser au point que la partie centrale est soumise à traction simple et se rompt comme telle.

C'est ce qui est advenu à deux éprouvettes de 50×20 mm de section et de 200 mm de longueur entre têtes, excentricité initiale de 25 mm par rapport à l'axe (distance des articulations : 400 mm). L'éprouvette Thomas ordinaire s'est rompue sous $37,5 \text{ kg/mm}^2$ avec une striction symétrique (fig. 88) ;

celle en Siemens-Martin calmé a été déchargée juste avant rupture et montre nettement la déformation d'ensemble et la striction de traction simple au milieu (tension maximum $43,8 \text{ kg/mm}^2$) (fig. 89 et 90). Dans les deux cas, il y avait en outre des strictions aux raccords des barreaux aux têtes, du côté tendu.

Un autre type d'éprouvettes, de longueurs identiques entre articulations et entre têtes, avait une section rectangulaire de $90 \times 20 \text{ mm}$ et une excentricité initiale de 45 mm . Elles sont sensiblement moins déformables que les précédentes.

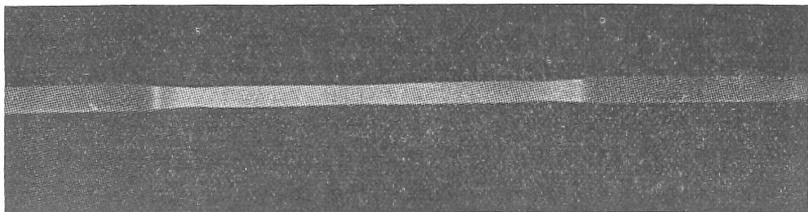


FIG. 90.

Une première, d'essai préalable, non quadrillée, en acier Thomas ordinaire, s'est rompue au raccord avec une tête. Une forte striction se marque du côté tendu à l'origine de la rupture. La fin de la rupture prend un caractère de traction simple. Il y a une striction au raccord à l'autre tête, à la face tendue (charge maximum 78.700 kg , tension moyenne maximum, $44,70 \text{ kg/mm}^2$). Une deuxième éprouvette du même acier, s'est strictionnée aux deux mêmes endroits, puis s'est rompue brusquement (charge : 61.200 kg , tension moyenne maximum : $34,6 \text{ kg/mm}^2$) dans une tête, par une rupture sans striction partant de l'œillet. De fortes déformations plastiques avec striction se marquaient du côté opposé de l'œillet. La tête avait été déforcée par des découpages au chalumeau pour permettre la libre déformation des éprouvettes ; c'est ce qui a permis la rupture. L'intérêt de cette expérience involontaire est la production d'une cassure sans striction dans une région de sollicitation élevée et complexe, avec gradient élevé de tension et de déformation, dans une pièce dont la déformation générale et de multiples strictions attestent la ductilité (fig. 91).

Cette éprouvette du même acier a été refaite avec des têtes-

non déformées. Elle s'est rompue au raccord avec la tête supérieure sous une charge de 65,2 tonnes (tension moyenne maximum, 36,22 kg/mm²). La striction à la tranche tendue est apparue aux deux têtes sous la charge de 32 tonnes. Elle n'a cessé de s'accroître avec la charge, mais en étant toujours

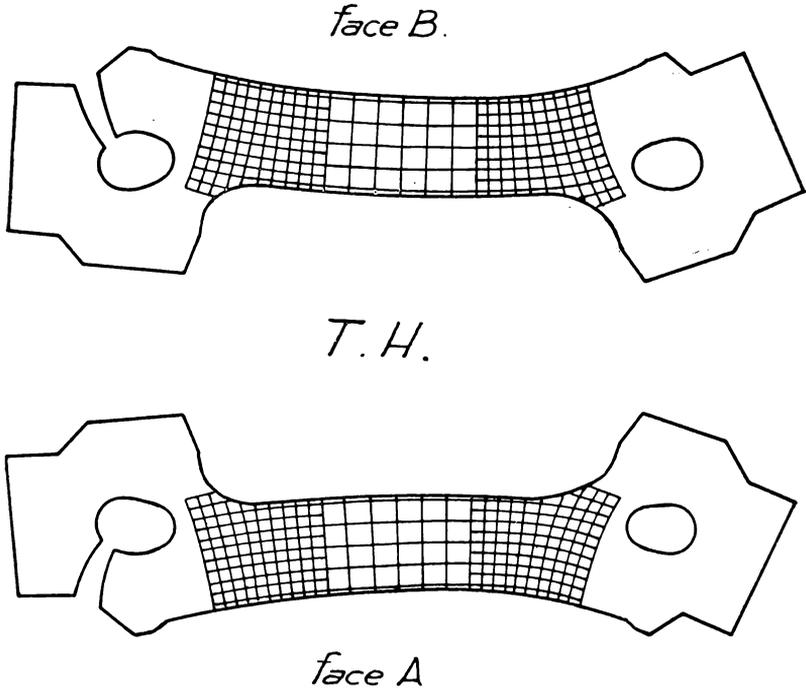


FIG. 91.

plus prononcée vers la tête supérieure que près de l'autre. La cassure, amorcée avec striction, s'est poursuivie sans striction, avec les stries caractéristiques en aigrette.

L'éprouvette en acier S.-M. calmé s'est rompue sous 80.500 kg (tension moyenne maximum : 46,2 kg/mm²). Il y a eu d'abord deux strictions aux têtes ; la rupture s'est produite au droit d'une des strictions (fig. 92). Commencée avec striction, elle s'est propagée jusque vers le milieu de la section puis s'est achevée brutalement par une rupture sans striction. Nous avons observé nettement le phénomène décrit. La cassure se compose de deux parties entièrement différentes

(fig. 93), comme dans l'éprouvette précédente en acier Th. effervescent. Lors de la rupture finale sans striction, il y avait une entaille initiale et excentricité dans les deux éprouvettes.

C'est précisément une combinaison dont nous attendions la génération de ruptures sans striction. A cet effet, nous avons prévu le type d'éprouvette de 100×20 mm, soumis à

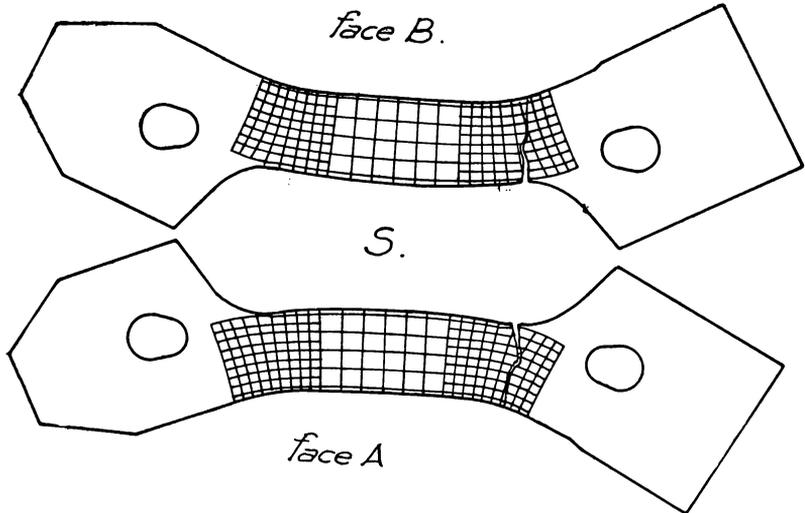


FIG. 92.

traction simple par deux articulations, mais portant dans la section médiane une entaille de 2 mm d'ouverture allant jusqu'à l'axe (50 mm de profondeur). La section médiane restante était ainsi sollicitée avec une excentricité de 25 mm.

L'éprouvette en acier Thomas ordinaire s'est rompue très lentement, par propagation progressive de la déchirure du fond de l'entaille vers l'autre face. Auparavant une forte striction s'était produite au fond de l'entaille, qui avait subi en même temps un grand allongement, de l'ordre de 100 % (tension moyenne maximum : 23,10 kg/mm², rapportée à la section rétrécie).

L'éprouvette en S.-M. calmé s'est fortement strictionnée au fond de l'entaille ; celle-ci s'est allongée encore relativement plus. Après la charge maximum, une fissure est apparue à l'angle supérieur de l'entaille et s'est propagée en oblique vers

le haut, sur une longueur de quelques millimètres dans la partie strictionnée. Puis soudain elle s'est déviée vers le bas suivant un angle d'environ 70° avec la direction précédente et a été suivie instantanément après d'une remarquable rupture sans striction (tension moyenne maximum : 25 kg/mm^2 rapportée à la section rétrécie) (fig. 94, 95 et 96).

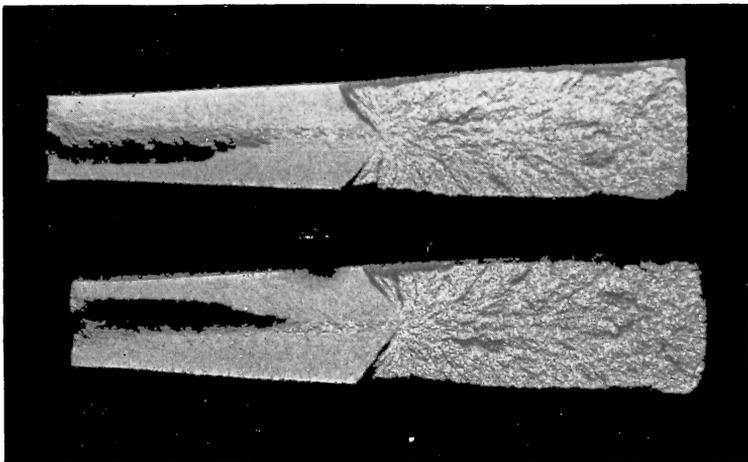


FIG. 93.

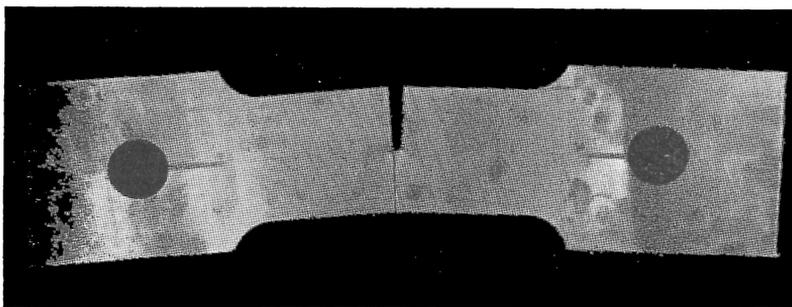


FIG. 94.

Nous avons également soumis à la traction excentrique des éprouvettes du deuxième type ($90 \times 20 \text{ mm}$) sur la tranche tendue desquelles avait été déposé un cordon de soudure longitudinal d'une nuance assez peu ductile. L'excentricité initiale par rapport à l'axe de l'éprouvette non soudée était de 45 mm .

L'éprouvette en acier Th. effervescent s'est rompue sous 40,9 tonnes (tension moyenne : 22,72 kg/mm²), au raccord avec la tête supérieure, à l'origine du cordon de soudure. C'est une cassure sans striction présentant une courbure assez accusée. Les stries caractéristiques partent de la striction initiale étroitement limitée à la tranche tendue. Il y a une striction symétrique au raccord avec l'autre tête. L'éprouvette est moins

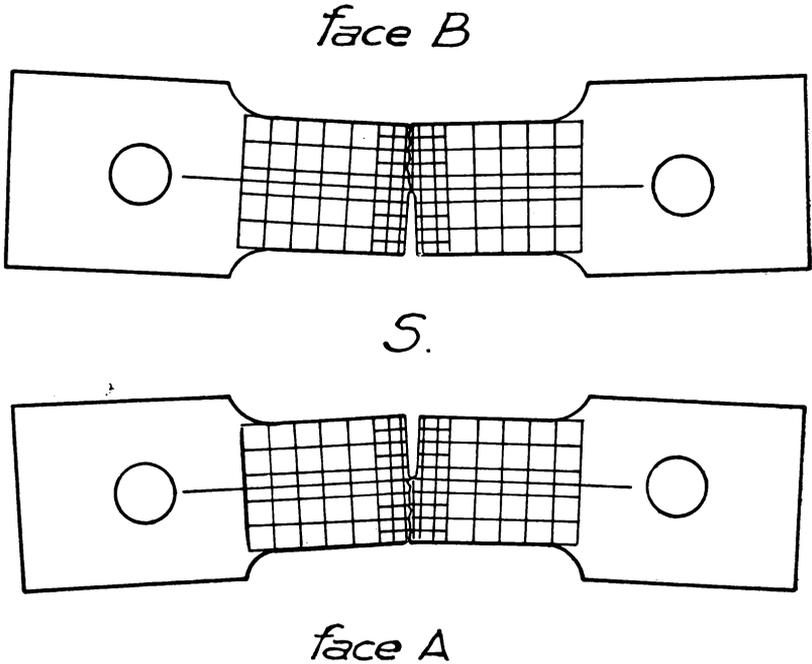


FIG. 95.

déformée que celles sans soudure ; le cordon de soudure est intact. De nombreuses lignes de Hartmann se sont marquées sur les deux faces de l'éprouvette, ainsi qu'autour des œillets de fixation (spirales logarithmiques) (fig. 97 et 98).

L'éprouvette en acier S.-M. calmé s'est rompue sous la charge de 48,7 tonnes (tension moyenne maximum : 27,06 kg/mm²), au raccord à la tête inférieure. La rupture a été lente, avec arrachement progressif sous charge décroissante. La cas-

sure avec striction est partiellement en sifflet et partiellement en dièdre. Il y a une striction de la tranche tendue au raccord avec l'autre tête. L'éprouvette est peu déformée; le cordon de soudure est intact et il y a moins de lignes de Hartmann que sur l'éprouvette précédente.

Nous avons observé très attentivement les phénomènes décrits. L'acier Th. ordinaire était généralement feuilleté; le S.-M. calmé très homogène. L'effet du feuilletage a été très sensible sur le processus des ruptures lentes décrites plus haut;

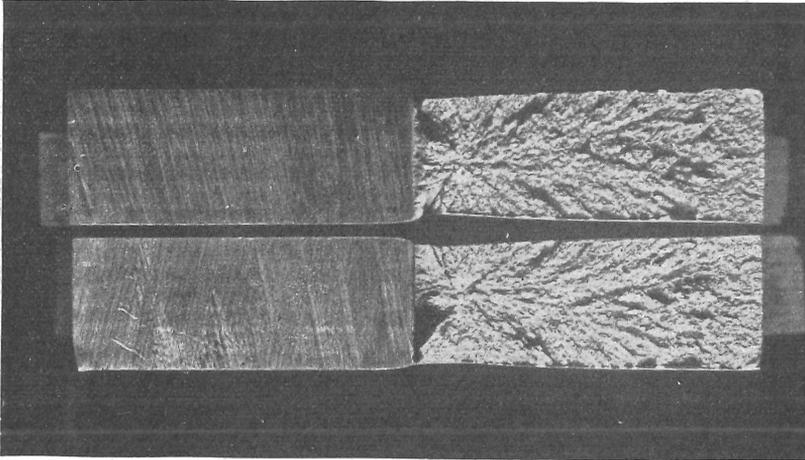


FIG. 96.

on assistait à une sorte d'effilochage de l'acier; les surfaces de rupture avaient l'aspect déchiqueté bien connu des plats feuilletés.

Il est à noter aussi que ce mode de rupture est influencé par le type de machine d'essai, tout comme l'allure du palier d'étirage des aciers doux. Les ruptures lentes ci-dessus décrites, progressant d'une manière visible comme une fente, une déchirure, sous charge décroissante, sont possibles du fait que la machine de traction, à vérin d'huile commandé par une pompe, impose un allongement de l'éprouvette à une vitesse définie et limitée; le dynamomètre mesure l'effort instantané correspondant. L'interposition entre le vérin et l'éprouvette d'un fort ressort à déformation cependant prononcée, qui aurait atténué

la décroissance de la charge, ou l'emploi d'une machine produisant une croissance de charge à une vitesse définie, qui empêcherait la diminution de la charge après le maximum, rendrait le phénomène de rupture plus vif et en modifierait peut-être le caractère. Il se peut que ces dispositifs favorise-

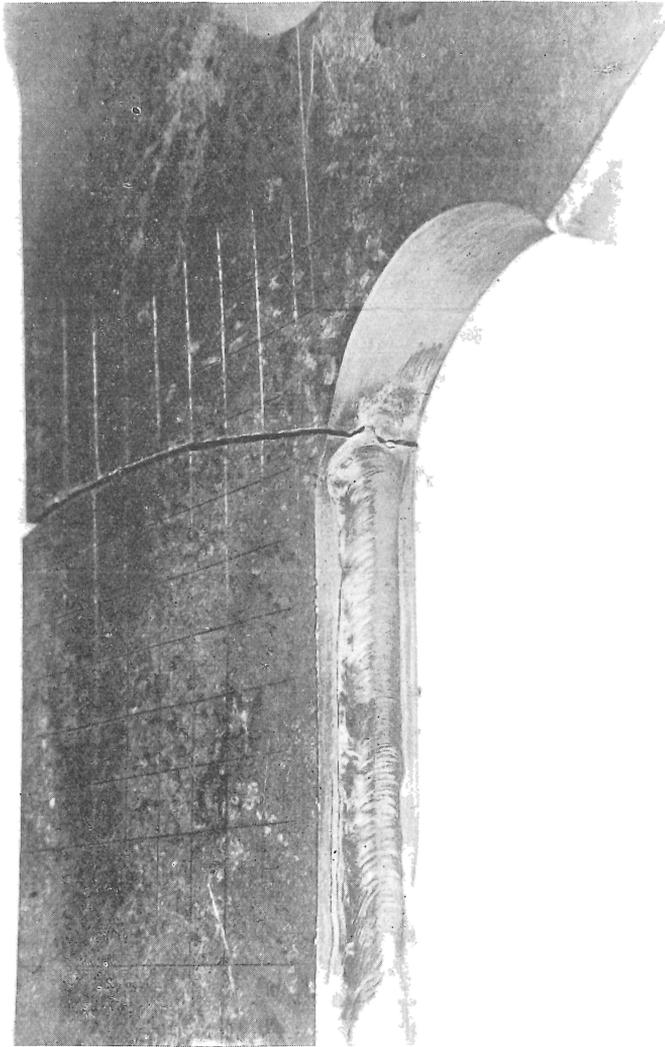


FIG. 97.

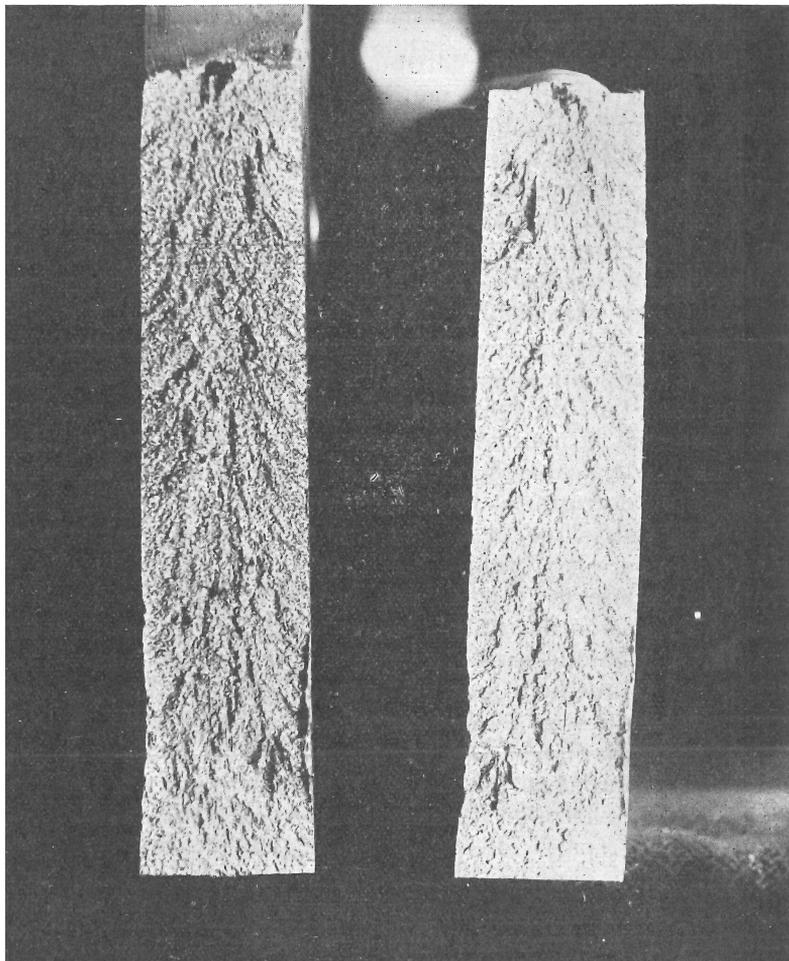


FIG. 98.

raient les ruptures sans striction. Dans les pièces rompues par l'action d'autotensions, celles-ci exercent une action de ressort qui explique le caractère explosif des ruptures. Il est possible que cela influe sur l'absence de striction des ruptures.

5. Explication des ruptures sans striction

Les physiciens et les ingénieurs sont d'accord sur le point que les forces d'attraction atomiques et moléculaires sont con-

sidérablement supérieures aux résistances de rupture observées sur les corps solides⁽¹⁾.

Cette discordance est attribuable aux imperfections très grandes de structure de la matière et à la relative facilité de déformation par glissement allant jusqu'à la rupture. La plupart des théories, notamment les plus modernes, attribuent les ruptures aux glissements et mettent fortement en relief l'effet des discontinuités ou défauts sur la résistance de la matière, tant aux efforts statiques qu'à la fatigue. Il est communément admis que les ruptures s'amorcent en des points faibles ou surtendus, les surtensions étant d'ailleurs causées par les défauts.

Les théories dites de la rupture appellent de nombreuses observations, tant du point de vue physique que mécanique. Elles supposent la matière homogène et isotrope. Elles se réfèrent pour l'acier à une valeur unique de la limite élastique ou de la tension de rupture. Encore conviendrait-il de définir, du point de vue physique, si ces tensions sont rapportées à la section initiale ou à la section effective (voir chap. III, § 1). Cette dernière manière de voir devrait prévaloir. Comme il a été indiqué, la tension de rupture correspond alors à la charge de rupture en traction simple, non à la charge maximum. Ces notions, physiquement exactes, ne sont pas conformes aux usages techniques et à la conception courante des courbes intrinsèques. D'autre part, les limites élastiques et les tensions de rupture diffèrent en long et en travers. Lorsque nous avons pu les mesurer sur micro-éprouvettes normales suivant l'épaisseur des plats épais, elles diffèrent également suivant cette direction. Donc, dans des plats épais, les caractéristiques essentielles suivant trois directions orthogonales géométriquement principales sont différentes. Quelle valeur faut-il alors adopter pour les conditions de rupture en cas de sollicitation triple ? Il est difficile aussi d'affirmer que la limite élastique de compression soit égale à celle de traction. Ceci suffit à établir qu'on doit conférer aux théories dites de la rupture, du point de vue des principes un caractère de notion générale, du point de vue technique un caractère d'approximation suffisante uniquement pour les cas contrôlés par l'expérience.

Les formules de certaines conditions de rupture sont fon-

(1) R. L'HERMITE, *L'Expérience et les Théories nouvelles en résistance des matériaux*, 1942.

dées sur la théorie de l'élasticité et définissent en fait les limites théoriques de passage de l'état élastique à l'état plastique. C'est notamment le cas de la condition de Maxwell-Huber-Mises-Hencky.

On sait que le potentiel élastique total de l'unité de volume en cas de sollicitation triple est

$$W = \frac{1}{2E} (n_1^2 + n_2^2 + n_3^2) - \frac{\eta}{E} (n_1 n_2 + n_2 n_3 + n_3 n_1) \\ + \frac{1}{2G} (t_1^2 + t_2^2 + t_3^2)$$

et peut se subdiviser en potentiel de changement de volume

$$V = \frac{1 - 2\eta}{6E} (n_1 + n_2 + n_3)^2$$

et potentiel de déformation proprement dit (ou de changement de forme)

$$W' = \frac{1 + \eta}{6E} [(n_1 - n_2)^2 + (n_2 - n_3)^2 + (n_3 - n_1)^2] \\ + \frac{1}{2G} (t_1^2 + t_2^2 + t_3^2) .$$

Si n_1 , n_2 et n_3 sont les tensions principales, les derniers termes de W et W' s'annulent. La condition de Maxwell-Huber-Mises-Hencky s'écrit $W' = c^2$. Donc, en se référant à la limite élastique à la traction ou à la compression simple :

$$\sqrt{(n_1 - n_2)^2 + (n_2 - n_3)^2 + (n_3 - n_1)^2} = Re \sqrt{2} .$$

Une autre signification de cette condition peut être établie de la manière suivante⁽¹⁾. Si l'on considère les facettes de l'octaèdre dont les faces sont normales aux quatre diagonales du cube formé par les trois facettes principales, on remarque que les tensions y sont égales à

$$n_c = \frac{n_1 + n_2 + n_3}{3}, \quad t_c = \frac{1}{3} \sqrt{(n_1 - n_2)^2 + (n_2 - n_3)^2 + (n_3 - n_1)^2}$$

(¹) Cf. M. Roš et A. EICHINGER, *Festigkeitseigenschaften der Stähle bei hohen Temperaturen* (Diskussionsbericht, n° 87. E. M. P. A., Zurich, avril 1934); — M. Roš, *Statische Bruchgefahr bei normaler und höherer Temperatur*, 1937 (Die E. T. H. dem S. I. A. zur Jahrhundertfeier).

Donc, la condition de Maxwell-Huber-Mises-Hencky revient à écrire

$$t_c = \frac{\sqrt{2}}{3} Re.$$

Sous cette forme, elle est rendue indépendante de la théorie de l'élasticité et de toute relation entre les déformations et les tensions (¹). Moyennant un changement adéquat de la constante, elle peut s'appliquer à toutes les phases de la déformation plastique jusqu'à la rupture (²). En superposant à la sollicitation (n_1, n_2, n_3) une traction hydrostatique

$$\left(\frac{n_1 + n_2 + n_3}{3} \right),$$

qui n'altère pas la condition de rupture de Maxwell-Huber-Mises-Hencky, ni les déformations, les tensions normales sur l'octaèdre s'annulent. Si, comme c'est le cas dans la déformation plastique, il n'y a pas de changement de volume, la pression hydrostatique ne produit pas de travail et il n'y a d'autre énergie mise en jeu que celle du changement de forme dû aux tensions tangentielles t_c . Nous renvoyons pour plus de détails sur cette conception, ses vérifications expérimentales et ses applications aux travaux de MM. Roš et Eichinger ainsi qu'au *Traité de plasticité pour l'ingénieur* de M. F. van Iterson. Dans les cas particuliers :

a) De traction simple

$$n_1 = n_3 = 0, \quad t_c = \frac{\sqrt{2}}{3} n_1, \quad n_1 = Re;$$

b) De cisaillement simple

$$n_1 = -n_3, \quad n_2 = 0, \quad t_c = \frac{\sqrt{6}}{3} n_1, \quad n_1 = \frac{Re}{\sqrt{3}} = t_m;$$

(¹) Cf. M. Roš et A. EICHINGER, *Versuche zur Klärung der Frage der Bruchgefahr* (Diskussionsbericht, n° 34. E. M. P. A., Zurich, février 1929).

(²) Les auteurs précités étendent même les formules des déformations élastiques au domaine plastique, moyennant substitution au module d'élasticité E d'un module de plasticité D variable et attribution de la valeur 0,5 au module de Poisson (déformation à volume constant).

c)

$$n_2 = n_3 \neq n_1, \quad t_c = \frac{\sqrt{2}}{3} (n_1 - n_2), \quad n_1 - n_2 = Re;$$

(identique à la condition de Guest);

d)

$$n_2 = \frac{n_1 + n_3}{2}, \quad t_c = \frac{1}{\sqrt{6}} (n_1 - n_3), \quad \frac{n_1 - n_3}{2} = \frac{1}{\sqrt{3}} Re = t_m.$$

Ces cas particuliers sont les seuls qui permettent le contrôle expérimental des conditions de rupture; ils correspondent à des sollicitations relativement simples. Des sollicitations triples plus complexes permettent le contrôle des conditions limites d'élasticité, toujours cependant dans des cas de sollicitation symétrique ou de révolution. Les ruptures sans striction ont aussi été étudiées expérimentalement dans ce cas sur barreaux cylindriques entaillés de révolution, soumis à traction axiale.

Il ne s'agit cependant pas dans ces éprouvettes d'entailles étroites de petites dimensions, comme dans les nôtres (voir §§ 2 et 3). La partie rétrécie de l'éprouvette est située à l'intersection de deux cônes co-axiaux. L'entaille a une ouverture angulaire notable ⁽¹⁾.

Les résultats de ces essais diffèrent en principe des nôtres et varient nécessairement avec l'importance de l'entaille; il y a un certain allongement, d'autant plus localisé près de l'entaille qu'elle est plus forte, et une certaine striction.

La tension de rupture rapportée à la grandeur réelle de la section de rupture est du même ordre de grandeur que dans le cas d'une barre cylindrique, c'est-à-dire multiple de la tension maximum de traction du même barreau cylindrique rapportée à sa section initiale. La rupture sans striction éventuelle se produit après écrouissage local par déformation plastique, plus ou moins comme dans la région strictionnée d'un barreau cylindrique.

Les résultats dépendent dans une large mesure de la ductilité de l'acier. Les essais de Ludwik-Scheu (1923, cf. G. Sachs, *op. cit.*), effectués sur un acier particulièrement ductile, laissent subsister une striction encore importante (22,5 %)

⁽¹⁾ Cf. KUNTZE, *Mitteilungen der deutschen Materialprüfungsanstalt (Sonderheft, XX, 1932)*.

pour une entaille très vive et profonde de 4 mm dans un barreau de 18 mm de diamètre.

Nous avons obtenu les résultats suivants dans un barreau d'acier S.-M. de 16 mm 94 de diamètre, portant une entaille bitronconique de 60° d'ouverture et de 6 mm 15 de diamètre au fond de l'entaille. Striction de rupture : 17 %. Il y a donc plastification, mais en raison sans doute du faible volume du fond de l'entaille intéressé à cette plastification, le diagramme de traction, qui est d'ailleurs évanouissant, en raison du faible allongement total, n'indique pas de chute de la charge de rupture après le maximum (plus exactement, une chute insignifiante). La tension de rupture rapportée à la section minimum initiale est de 68,6 kg/mm², de 82 kg/mm² rapportée à la section vraie de rupture. Ces résultats sont en très bon accord avec ceux de Ludwik-Scheu. De telles expériences sont toutefois très différentes de celles que nous avons rapportées dans les paragraphes précédents. Les cassures de ces barreaux, localisées par leur forme, ont peu de rapports avec celles des constructions soudées. La tendance à l'évanouissement du crochet final descendant de la courbe (P, δ) résulte de ce que l'aire de la section de rupture devient insignifiante.

Lorsqu'on examine une cassure régulière d'un barreau cylindrique rompu par traction, on y relève une partie centrale qui a l'aspect d'une rupture unie sans striction. Cependant, cette rupture n'est pas conditionnée uniquement par la forme géométrique de l'éprouvette résultant de la striction. Nous avons procédé à l'expérience suivante : un barreau cylindrique d'acier Siemens-Martin calmé ayant été rompu par traction (chap. III, § 1, fig. 59) on a relevé le profil du barreau après rupture et reproduit ce profil par décolletage d'un nouveau barreau. Rompu par traction, ce barreau a présenté une nouvelle striction très prononcée et un très faible allongement. En raison de la diminution de la charge de rupture, la limite élastique a été à peine dépassée dans le corps cylindrique du barreau. Aussi l'allongement et la contraction ont-ils été à peu près nuls en dehors de la région strictionnée, où l'allongement local a atteint près de 45 %. La rupture s'est produite avec striction, le segment $P_m P_r$ du diagramme (P, δ) subsiste. Cette expérience a une grande analogie avec celle des barreaux de révolution à entailles biconiques dont il est question ci-dessus (fig. 99 et 100).

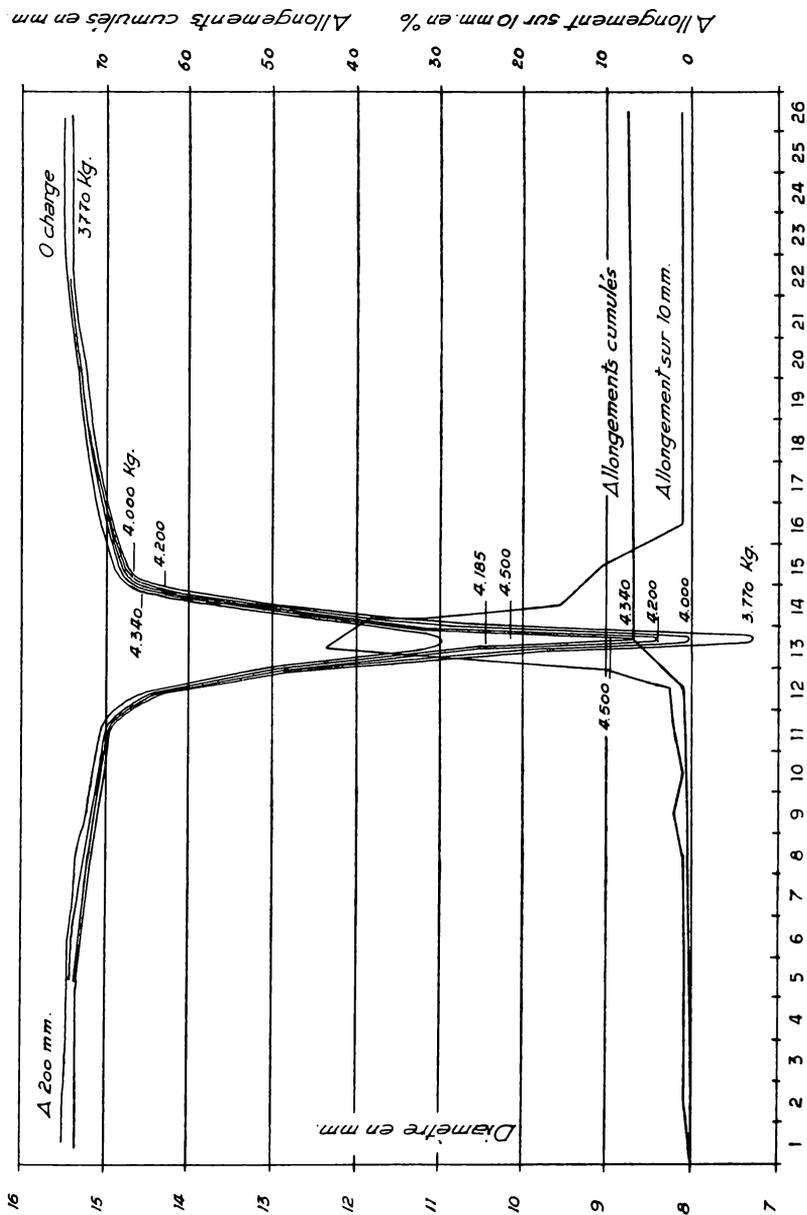


FIG. 99. — Eproutette n° A. 20.
Variation du diamètre au cours de l'essai.

k/mm^2
100

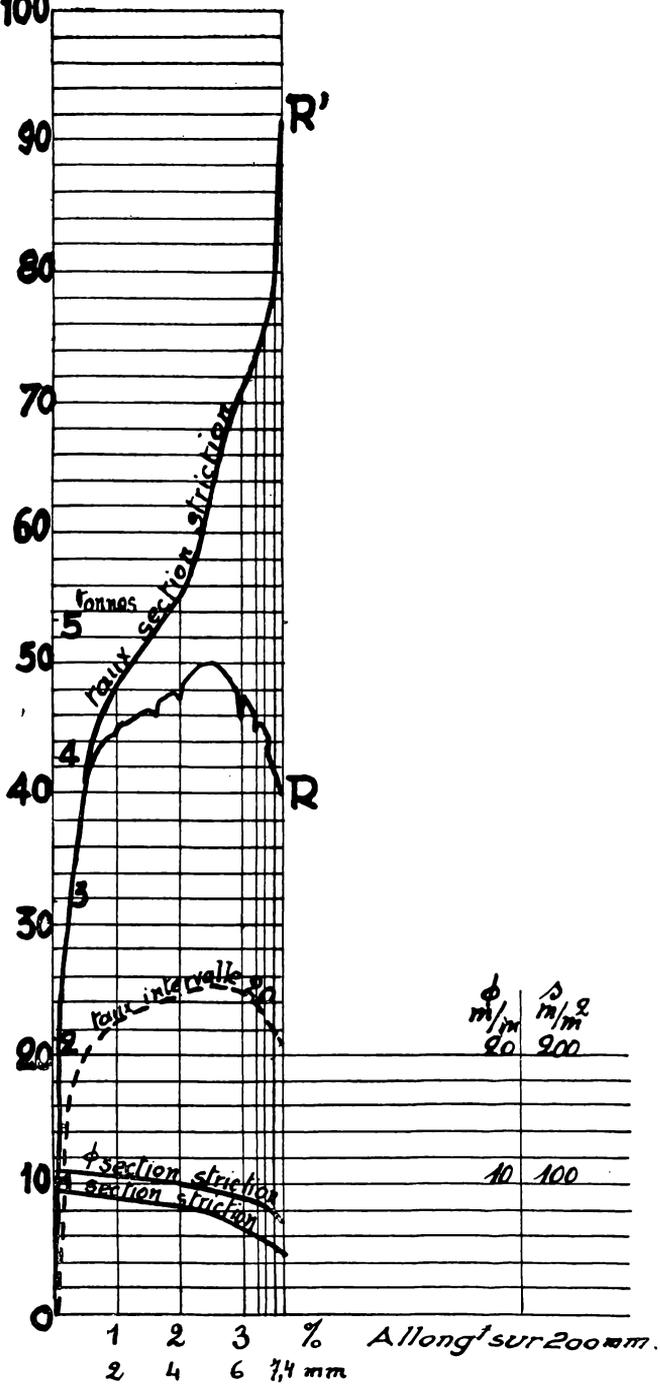


FIG. 100. — Eprouvette n° A. 20.
Acier Siemens avec striction initiale.

Elle a été recommencée encore pour cette deuxième striction et pour la troisième. Les résultats sont indiqués au tableau 101.

<i>Diamètre minimum initial mm</i>	17,05	10,95	7,55	5,7
<i>Diamètre minimum final mm</i>	10,6	7,25	5,75	4,5
<i>Striction %</i>	61,4	56,1	41,9	37,6
<i>Tension maximum kg/mm²</i>	43,4	49,8	57,6	62,7
<i>Tension de rupture kg/mm²</i> (barre cylindrique)	88	91,4	89,2	89,7

TABL. 101.

La tension maximum est rapportée à la section minimum initiale ; la tension de rupture à la section de rupture vraie. L'allongement total de rupture diminue considérablement d'une éprouvette à la suivante, mais le diagramme de traction indique toujours une charge de rupture nettement inférieure à la charge maximum. La rupture est toujours plastique, avec striction.

Donc la rupture du barreau strictionné n'est pas conditionnée par la forme de la striction, mais par l'état d'écrasement de la matière. On observe que la tension de rupture vraie est sensiblement la même que celle du barreau primitivement cylindrique. Cependant, on ne peut attacher une importance particulière à ce facteur que l'on appelle parfois, sans fondement, *résistance de cohésion*, car il varie avec la forme de la section.

Dans les ruptures sans striction de barreaux entaillés, dont il a été question au paragraphe 3, la tension de rupture rapportée à la section vraie de rupture est du même ordre que la résistance classique rapportée à la section minimum. Par exemple, pour un barreau 40×45 mm avec entailles de 5 mm dans une face de laminage :

Section brute : $1.800 \text{ mm}^2 = \Omega_t$;

Section au fond de l'entaille : $1.600 \text{ mm}^2 = \Omega_0$;

Section après rupture : $39,5 \times 39,6 = 1.560 \text{ mm}^2 = \Omega_r$;

Charge maximum : $72.600 \text{ kg} = P_m$;

Charge de rupture : $72.600 \text{ kg} = P_r$;

Tension pratique maximum : $\frac{P_m}{\Omega_0} = 45,4 \text{ kg/mm}^2$;

Tension vraie de rupture : $\frac{P_r}{\Omega_r} = 46,6 \text{ kg/mm}^2$.

L'absence de striction ne résulte donc pas de tensions moyennes élevées et n'est pas accompagnée d'une plastification générale de la région de rupture. Naturellement, les entailles donnent lieu dans leur voisinage à des surtensions, toutefois limitées par la plasticité à $\left(1 + \frac{\pi}{2}\right) Re$ ⁽¹⁾. La valeur de Re peut être éventuellement augmentée par écouissage local, car si la déformation générale est médiocre, la déformation locale est toujours maximum au voisinage des entailles. Cependant la striction est insignifiante et il n'y a pas d'apparence d'écouissage général.

L'emploi des termes : rupture par décohésion ou par arrachement comporte non seulement un néologisme inutile, mais implique une idée préconçue qui postule, mais qui ne prouve ni n'explique que la rupture se produise sans glissement. Ce qui tend à prouver le contraire résulte de nos observations :

1° Que les ruptures sans striction se produisent dans des éprouvettes en pleine déformation plastique, même au voisinage immédiat de la section de rupture ;

2° Que les ruptures sans striction peuvent se combiner en cassures mixtes avec les cassures de glissement plastique. Trois éprouvettes cylindriques de 16 mm 94 de diamètre, pourvues d'entailles bitronconiques de 60° d'ouverture et de 14 mm 13 de diamètre à fond d'entaille, ont donné de telles cassures mixtes. Striction à fond d'entaille 4,2 à 5,4 %. Striction à bord d'entaille 6,3 à 8,2 %. Tension maximum par rapport à la section initiale au fond de l'entaille : 43,7 à 48,7 kg/mm². L'acier Th. ordinaire était fortement feuilleté ; certaines doubles se sont ouvertes. Les ruptures, principalement plastiques en dépit de la faible striction, présentaient des îlots ayant l'aspect de ruptures sans striction. Le diagramme de traction présentait après le maximum de la charge un crochet plongeant abrupt ;

⁽¹⁾ Voir F. K. Th. VAN ITERSON, *Traité de plasticité pour l'ingénieur*, op. cit.

3° Le passage constaté d'une rupture ordinaire avec striction à une rupture sans striction dans le cas d'excentricité de l'effort (voir par exemple § 4, fig. 92).

En réalité, ce dernier processus doit exister à l'amorce de toute rupture sans striction. Les observations rapportées aux paragraphes 3 et 4 montrent l'existence d'un état prononcé de déformation plastique à l'origine des ruptures sans striction. Dans cette zone très déformée, une fissure doit finalement prendre naissance et donner plus ou moins rapidement lieu à la rupture sans striction, dont la propagation est caractérisée par les rides déjà signalées et rendue très rapide par l'excentricité croissante de l'effort.

La question qui se pose est de savoir si des ruptures provenant du glissement peuvent se produire sans plastification de zones importantes dans la région de rupture. La réponse doit être positive, sans cela il est impossible d'expliquer le phénomène de l'annulation pratique de la résilience par vieillissement ou par surchauffe de certains aciers qui, dans les mêmes conditions, font preuve de ductilité à l'essai de traction statique et dont la résistance vive peut être mesurée par la surface du diagramme (P, δ).

L'essai de choc sur barreau entaillé est une épreuve très spéciale. Sa signification est controversée. Nous pensons que l'entaille a pour but de localiser la formation d'une zone limitée de plasticité, tandis que les tensions et déformations sont faibles dans le restant de l'éprouvette et n'interviennent guère dans le travail absorbé. C'est avec raison que l'on rapporte ce travail à la section rétrécie et que l'on mesure l'angle de pliage de l'éprouvette, qui est un indice de ductilité. La résilience diminue normalement avec la résistance vive déduite de la surface du diagramme (P, δ). Nous pensons plus exactement qu'elle doit être comparée au *travail de striction* tel que nous l'avons défini au chapitre III. En considérant ainsi la question, on voit qu'il y a normalement une concordance générale entre l'allure du diagramme de traction simple et la résilience. On comprend l'influence de la forme de l'éprouvette et la dispersion des résultats. Le siège du phénomène mesuré étant localisé d'une manière qui dépend des dimensions et de la forme de l'éprouvette et de son entaille, les défauts et faiblesses qui y sont distribués selon les lois du hasard interviennent d'une manière variée. En tout état de cause, l'essai ne peut être que comparatif et il faut convenir d'une forme d'éprouvette, qui

peut avantageusement être la plus simple susceptible de localiser une région de déformation plastique. Selon notre expérience, la disposition Izod donne des résultats très réguliers.

Ce qui précède est compatible avec de faibles résiliences pour des aciers peu ductiles, mais ne permet pas d'expliquer l'annulation pratique de la résilience par un écrouissage impor-

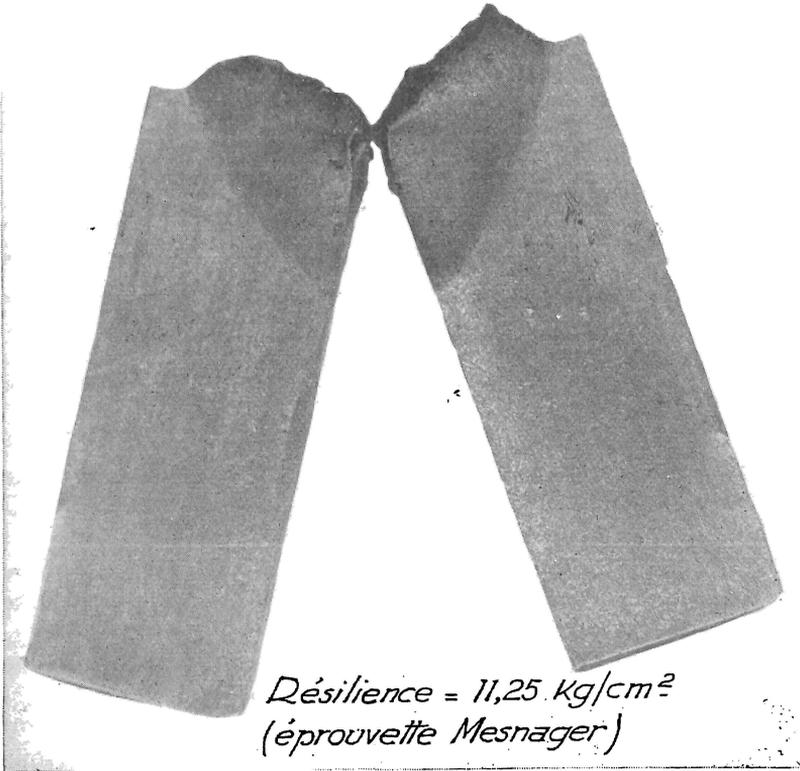
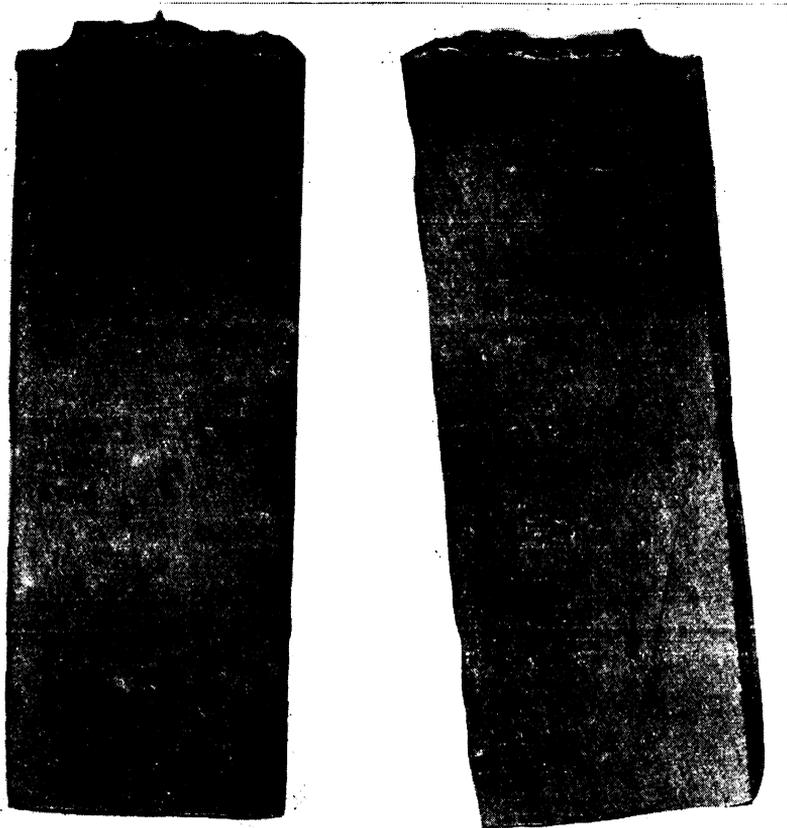


FIG. 102.

tant, un vieillissement artificiel, une surchauffe ou un refroidissement important, alors que l'essai de traction indique la persistance d'une résistance vive. Puisque le phénomène ne peut s'expliquer par le produit d'un volume plastique non nul par une résistance vive unitaire égale à zéro, la seule explication possible est celle d'un volume nul; la zone plastique est évanouie et la rupture sans striction se produit néanmoins à l'inter-

vention du glissement (¹). Les dimensions des éprouvettes sont telles que l'effort tranchant exerce un effet important ; l'intervention du glissement n'est pas douteuse. L'angle de pliage est nul, la cassure unie, sans arrachements. L'attaque au réac-



Résilience = 0,31 Kg/cm².

(épreuve Mesnager)

FIG. 103.

(¹) On peut trouver une analogie dans le fait connu qu'il faut exercer un très grand effort pour séparer normalement deux faces parfaitement planes de calibres appliqués l'un sur l'autre, tandis que cette séparation devient aisée en faisant d'abord glisser les deux faces l'une par rapport à l'autre.

tif de Fry d'une éprouvette ayant donné une forte résilience et d'une autre ayant donné une résilience faible ou nulle montre l'existence dans l'une et l'absence dans l'autre d'une région déformée plastiquement (fig. 102-103).

Les variations de la résilience d'un même acier sous l'effet de traitements mécaniques et thermiques ou de causes physiques indiquent que l'essai de choc sur barreau entaillé est influencé par des variations structurales; les ruptures peuvent prendre conséquemment des formes intermédiaires entre celles qui viennent d'être définies. L'essai est donc propre à déceler les états de l'acier favorables aux ruptures sans striction et les tendances plus ou moins accusées d'un acier à revêtir ces états. L'hypothèse d'un rapport entre la résilience et le travail de striction suggère que l'exploitation complète de l'essai de traction simple est susceptible aussi de déceler les tendances de l'acier à la rupture sans striction dans diverses circonstances, notamment par l'importance de la striction et la forme de la cassure, par exemple l'étendue du fond de la cuvette en cas de cassure régulière, mais surtout par la longueur et l'allure du segment P_mP_r du diagramme (P, δ) .

L'explication du développement d'une cassure sans striction à partir d'une fissure peut être proposée comme suit.

Nous admettons $n_3 = 0$ (tension plane dans une tôle ou plat). Le développement d'une zone plastique en traction simple au bord d'une fissure normale à l'effort s'effectue comme suit d'après le critère de Guest.

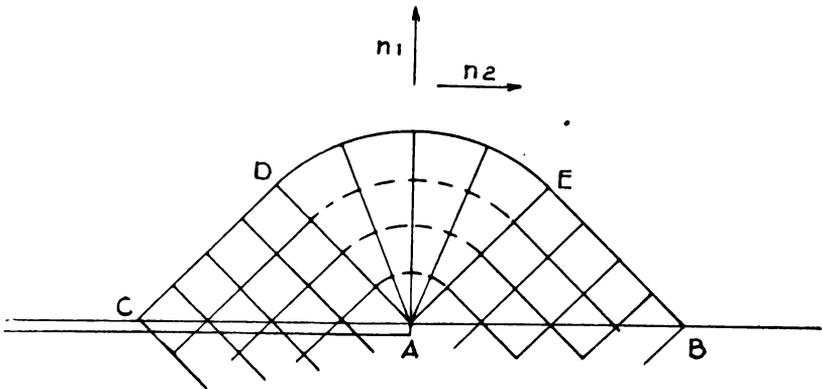


FIG. 104.

La figure 104 représente les lignes de glissement de la zone plastique.

En AC, sur la fente $n_1 = 0$, $n_2 = 2C$, $t = 0$.

En AD $t = C$, $n = C$.

En AE $t = C$, $n = C(1 + \pi)$.

En AB $n_1 = 2C \left(1 + \frac{\pi}{2}\right)$, $n_2 = \pi C$, $t = 0$, n_1 est la direction de la traction.

D'après la condition de Guest, $C = \frac{Re}{2}$, d'où, suivant AB,

$$n_1 = 2,57 Re, \quad n_2 = 1,57 Re.$$

Une zone plastique se développe de part et d'autre de la fissure et dans son prolongement.

On conçoit que cette symétrie est exceptionnelle et, dans le cas où la traction est oblique par rapport à la fissure, la zone plastique est dissymétrique et ne se forme que d'un seul côté de la fissure.

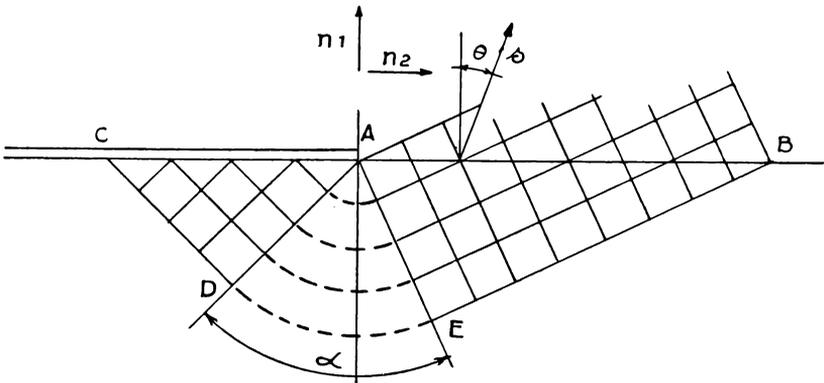


FIG. 105.

On trouve :

suitant AC

$$n_1 = 0, \quad n_2 = 2C, \quad t = 0;$$

suitant AD

$$t = C, \quad n = C;$$

suitant AE

$$t = C, \quad n = C(1 + 2\alpha),$$

$$a = 2C(1 + \alpha) = Re(1 + \alpha), \quad b = 2C\alpha = Re\alpha;$$

suisant AB

$$n_1 = s \cos \theta, \quad t = s \sin \theta.$$

On a

$$\cotg \theta = \alpha \cotg \alpha + (1 + \alpha) \operatorname{tg} \alpha$$

$$s = \frac{Re \cos \alpha}{\sin \theta} = \frac{Re (1 + \alpha) \sin \alpha}{\sin (\theta + \alpha)},$$

$$n_1 = Re \cos \alpha \cotg \theta, \quad t = Re \cos \alpha.$$

On trouve que $\alpha = \frac{\pi}{4}$ lorsque $\theta = 21^\circ 15'$ et la zone plastique s'évanouit. Lorsque $\theta > 21^\circ 15'$, on a toujours dans AB

$$t = C = \frac{Re}{2}, \quad s = \frac{Re}{2 \sin \theta} \text{ et } n = \frac{Re}{2} \cotg \theta$$

Si

$$\theta = 45^\circ, \quad t = n = \frac{Re}{2}, \quad s = \frac{Re}{\sqrt{2}}$$

Pour $\theta = \frac{\pi}{2}$, on aurait $n = 0$, $t = s = \frac{Re}{2}$ (cisaillement simple).

Lorsque $\theta > 21^\circ 15'$, AB est toujours une ligne de glissement et les isostatiques font avec elle des angles de 45° .

Nous n'attachons pas à la limite de θ définie ci-dessus une valeur absolue, eu égard à notre appréciation générale précédente des théories de rupture et le fait que la limite découle de la condition de Guest. Dans le cas $n_3 = 0$, la condition de Maxwell-Huber-Mises-Hencky s'écrit

$$\sqrt{n_1^2 - n_1 n_2 + n_2^2} = Re = \frac{3t_c}{\sqrt{2}}.$$

Donc la plastification serait possible alors que la tension tangentielle critique atteindrait la valeur limite $\frac{\sqrt{2}}{3} Re$ et non la

valeur $\frac{Re}{2}$ de Guest. Cependant, selon le professeur M. Roš, la rupture se produit dans le plan de la tension tangentielle maximum $t_m = \frac{n_1 - n_2}{2}$, conformément au critère de Guest.

Ce qui nous paraît essentiel, c'est que, pour une valeur suffisante de θ , la rupture soit possible sans plastification.

Cette théorie permet d'expliquer les ruptures sans striction par intervention du glissement, sous des tensions moyennes modérées et sans travail de striction, ainsi que les résiliences nulles dans l'essai de choc sur barreau entaillé. Quant à la propension à formation de telles ruptures, elle proviendrait de l'orientation et des défauts des surfaces de séparation des grains. Elle pourrait aussi s'appliquer aux ruptures par fatigue qui sont, du moins dans leur partie initiale, dépourvues de striction et s'achèvent souvent avec striction. Aug. Messenger avait déjà suggéré une semblable explication basée sur l'analogie de la séparation de deux faces parfaitement planes de calibres de verre ou d'acier, facilitée par la tendance au glissement relatif ⁽¹⁾.

L'écpouissage et le vieillissement agiraient sur l'orientation des grains et créeraient des dislocations aux lisières des grains, agissant comme de fines fissures orientées en majeure partie obliquement. La surchauffe produirait le grossissement des grains et éventuellement une moindre liaison marginale. Le froid agirait d'une manière qui se révèle à l'essai de choc sur barreau entaillé mais dont l'explication reste à trouver dans la liaison marginale des grains. Un grain fin très enchevêtré serait défavorable au phénomène, de même qu'une texture privilégiée très prononcée (laminage de tôles assez minces, feuilletage, etc.) ⁽¹⁾. Une structure à gros grains assez lâche et isotrope (plats épais peu corroyés) le favoriserait au contraire.

Les figures 106 et 107 reproduisent des micrographies prises près des bords de cassures avec et sans striction de barreaux entaillés (§ 3). Dans le cas de la striction (fig. 106), l'étrirage des grains est caractéristiquement visible; les bords de la cassure paraissent effilochés. Il se peut que les cassures soient partiellement intracristallines. En l'absence de striction (fig. 107), les grains sont très peu étirés et paraissent assez

⁽¹⁾ *Déformation et rupture des solides. V. Ruptures par efforts alternatifs. Aperçu sur une explication* (Association franco-belge pour l'essai des matériaux, avril 1922).

⁽¹⁾ On peut par la spectroradiographie déterminer les orientations privilégiées dans les agrégats polycristallins. Il reste à voir si cette méthode peut contribuer à déceler les structures favorables à la rupture sans striction, dans laquelle il semble que l'influence intergranulaire doive prédominer. De plus, les ruptures effectives sans striction semblent devoir toujours être en relation avec certains défauts qui les amorcent ou les rendent possibles et certains états de sollicitation.

gros, nettement séparés, surtout près du bord de la cassure, où l'édifice polycristallin paraît disloqué, les joints entre grains ouverts. La rupture paraît intercrystalline. L'examen des structures cristallines au voisinage des deux types de ruptures par le moyen des spectres de diffraction des rayons X serait certes intéressant au point de vue de la comparaison avec la microstructure initiale.

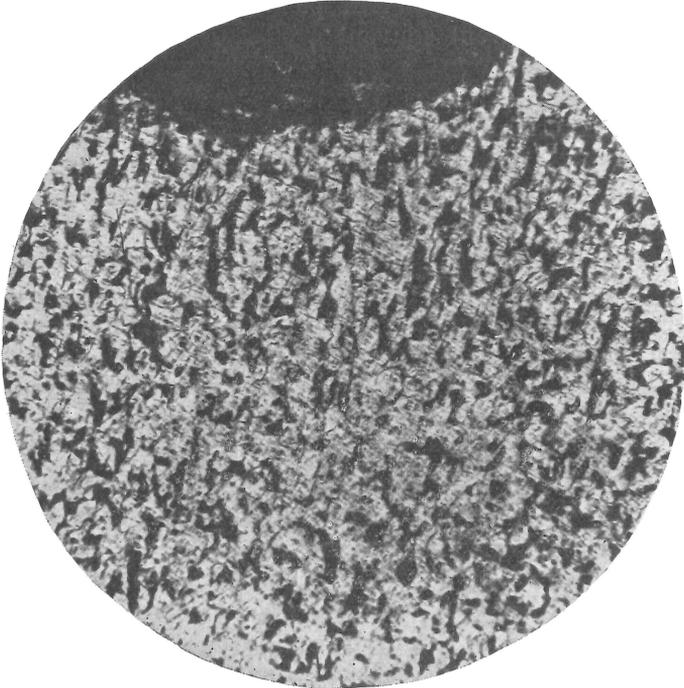


FIG. 106.

L'hypothèse semble correspondre aussi bien aux faits observés que n'importe quelle théorie de rupture; elle a l'avantage de se rattacher à celles dont les vérifications expérimentales sont les plus satisfaisantes et de ne pas recourir à une conception de *résistance à la cohésion* incompatible avec les connaissances générales sur la matière et avec l'expérience.

Les expériences suivantes, sans produire tout à fait des ruptures sans striction, en réalisent une approximation qui n'est pas incompatible avec l'explication proposée. Des barreaux polis, de section carrée 18×18 mm, ont reçu des entailles

symétriques normales à deux faces parallèles, larges de 0 mm 8 et profondes de 5 mm 5, laissant subsister entre elles une largeur pleine de 7 mm. Ces entailles sont inclinées sur la section normale du barreau d'un angle $\alpha = 0^\circ$, $11^\circ 15'$, $22^\circ 30'$, 45° et 60° . Un sixième barreau avait reçu deux entailles symétriques en V, de 45° d'ouverture, semblables aux entailles des éprouvettes Izod de choc sur barreau entaillé, de 5 mm 5 de profondeur également et inclinées de $\alpha = 45^\circ$ sur la section normale. Les résultats sont indiqués à la figure 108. A noter la valeur sensiblement constante de la tension tangentielle de

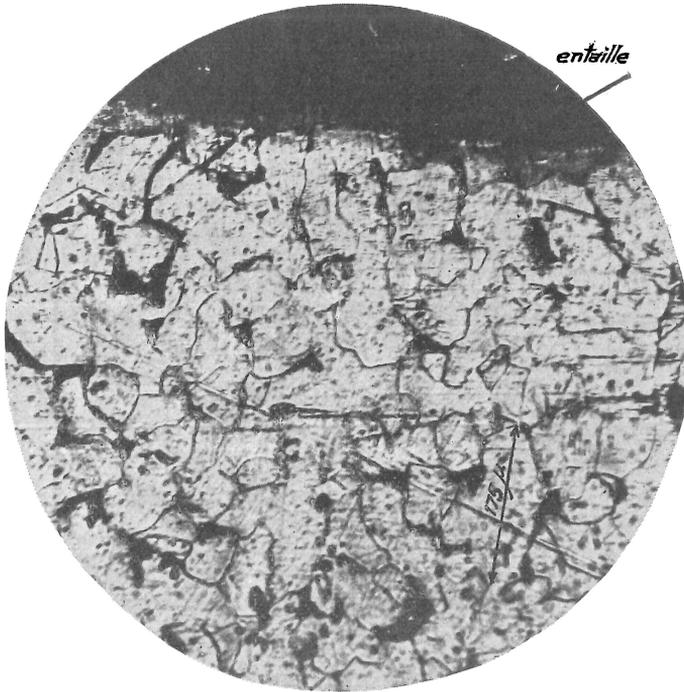


FIG. 107.

rupture pour $\alpha = 45^\circ$ et 60° . La faible largeur de l'entaille ne laissait subsister qu'un faible volume, suffisant cependant pour permettre encore une plastification intense, intéressant aussi les régions immédiatement voisines au-dessus et en dessous et se traduisant par une striction encore notable. L'entaille aiguë produit la plus faible striction. On peut admettre par extra-

polation que des entailles de largeur nulle (fissures) auraient donné lieu à des ruptures sans striction en conservant la propriété de la constance de la tension tangentielle de rupture, ce qui concorde avec la théorie proposée. De telles entailles sont malheureusement irréalisables. Nous examinerons si l'on ne peut pas provoquer la rupture sans striction par deux entailles droites supplémentaires peu profondes sur les faces perpendiculaires à celles portant les entailles profondes obliques. A noter aussi que l'on a observé des glissements relatifs importants des deux parties des éprouvettes séparées par les entailles obliques.

α	0°	11°15'	22°30'	45°	60°	45° (Entaille Izod)	
Striction	14,3	19,6	11,7	12,6	16,3	8	
Tension de rupture Kg/mm ²	normale	64,8	64,8	52,5	28,1	16,4	28,6
	tang ^{entielle}	0	12,9	21,7	28,1	28,4	28,6

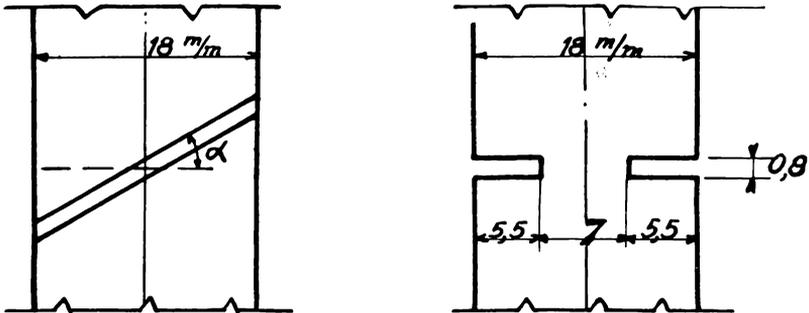


FIG. 108. — Entailles obliques normales aux faces entaillées.

Une objection vient à l'esprit. Toutes les éprouvettes entaillées ont engendré des ruptures sans striction normales et planes, même partant d'une entaille oblique. C'a été le cas aussi de l'éprouvette à profonde entaille sollicitée excentriquement. Une fissure initiale oblique s'est résolue en cassure de décohésion normale. La direction de l'effort oriente donc la cassure. Il nous semble que la raison est la suivante. Statistiquement, les facettes obliques suivant lesquelles le glissement sans plastification peut se produire doivent être également réparties par rapport à la direction de l'effort. La cassure, dont

la forme résulte de la combinaison des ruptures élémentaires de glissement, prendra donc naturellement la position moyenne, c'est-à-dire normale à la direction de l'effort. Nous avons signalé que les ruptures des éprouvettes pourvues de cordons de soudure longitudinaux sont très fréquemment en sifflet, c'est-à-dire obliques. Cette rupture n'est pas sans striction, mais a un caractère quelque peu mixte qui peut s'expliquer par glissement oblique. Nous avons d'ailleurs signalé une cassure courbe sans striction (fig. 97).

CHAPITRE V

La soudabilité des aciers

1. Généralités

Il ne sera question, dans ce chapitre, que des aciers doux de construction. Ceci implique qu'il existe un problème de soudabilité de ces aciers. On n'en doute plus actuellement, on tend au contraire plutôt à s'en exagérer la portée.

Notre attention a été attirée sur la notion de soudabilité des aciers il y a plus de douze années. Lorsqu'en 1932, l'adjudicataire de la charpente continue entièrement soudée de l'Institut du Génie civil au Val-Benoît à Liège proposa la substitution d'acier 55-65 à l'acier 42-50 prévu, nous crûmes devoir subordonner notre accord à des essais de soudabilité (¹). Encore cet acier ne fut-il accepté que pour les pièces comportant très peu de soudures et formant d'ailleurs la majeure partie de la charpente. Les éléments essentiels d'assemblage : goussets, ailes courbes, embases, d'ailleurs peu fatigués mais comportant les principales soudures, furent conservés en acier 42-50.

Des prescriptions analogues furent inscrites en 1933 au cahier des charges de la charpente du Laboratoire de thermodynamique de la Faculté des sciences appliquées de l'Université de Liège : emploi d'acier 58 pour les pièces principales peu soudées et d'acier 42-50 pour les nœuds d'assemblage et les embases, essais de soudabilité pour l'acier 58. Pour ce qui est de l'acier 42-50, nos essais préalables avaient établi sa soudabilité dans les conditions de l'emploi.

A cette époque, la question de soudabilité était absente des préoccupations des constructeurs. Les conclusions du premier

(¹) *Le contrôle des constructions soudées* (R. U. M., juin 1938).

Congrès international des Ponts et Charpentes à Paris, en 1932, n'y font aucune allusion ⁽¹⁾.

Quatre années plus tard, la notion s'était imposée et, parmi les conclusions du deuxième Congrès international des Ponts et Charpentes à Berlin, en 1936, on lit ⁽²⁾:

« THÈME III. — Questions pratiques concernant les constructions soudées. — 2° *L'expérience a montré que l'acier de construction à faible teneur en carbone et sans alliage convenait parfaitement aux soudages. Les aciers à haute résistance conviennent très bien à la soudure à condition que l'on établisse par des essais appropriés que la soudure ne les rend ni fragiles ni disposés à la fissuration et que les électrodes soient adaptées à la composition des aciers.* »

Tel est le texte officiel des conclusions approuvées par le Comité permanent de l'A. I. P. C. en sa séance de juin 1937 à Paris. Le texte provisoire proposé immédiatement après le Congrès, en octobre 1936, était le suivant :

« L'expérience que l'on a acquise jusqu'à ce jour montre que l'acier de construction ordinaire (acier 37) est *complètement* adapté à la soudure et que l'acier à haute résistance peut également *très bien* être soudé si l'on prend garde à ce que l'acier 52 soit allié de telle sorte que la soudure ne le *rende ni cassant ni susceptible de se fissurer*. On est en train actuellement d'étudier les alliages de l'acier 52 de telle sorte que *toute sensibilité aux effets de la soudure soit exclue.* »

A l'époque où ces conclusions provisoires étaient rédigées, l'on pouvait voir, à peu de distance du siège du Congrès, un passage inférieur étançonné, pont-rail dans lequel s'étaient produites des fissures compromettant sa sécurité. Il s'agissait d'acier St 52. Nous venions précisément d'être chargés de procéder en Belgique à une première enquête relative aux dérangements constatés dans certains ouvrages, dont l'acier était souvent à peine de la nuance 42-50.

A la suite des circonstances qui se sont produites depuis lors, on se montrerait actuellement beaucoup plus réservé au

(1) Rapport final, D. Conclusions III, *La soudure dans les constructions en acier*.

(2) Rapport final, C. Vœux, Thème III, *Questions pratiques concernant les constructions soudées*.

sujet de la soudabilité de l'acier ordinaire ou à faible teneur de carbone et sans alliage. C'est le point de vue que nous avons défendu avec insistance à la réunion de juin 1937 à Paris du Comité permanent de l'A. I. P. C., lors de l'approbation des conclusions définitives du deuxième Congrès de 1936. Une délégation étrangère défendait l'esprit du texte provisoire par la voix de son spécialiste attitré, dont le nom a été plus tard attaché en Belgique à un essai dit de soudabilité.

Notre opinion était qu'il ne pouvait être question d'*exclure toute sensibilité aux effets de la soudure*. Les points de vue étant opposés et la discussion s'éternisant, le Comité pria les deux champions de se retirer pour rédiger un compromis, d'où sortit le texte définitif reproduit plus haut. Ce texte ne nous satisfait pas, bien que nous ayons été de moitié dans sa rédaction, mais c'est un compromis, c'est-à-dire un arrangement entre hommes. Les lois de la nature ne tiennent aucun compte de ce genre d'arrangement ; c'est pourquoi les compromis sont inutiles ; il vaudrait mieux ne pas s'y prêter.

Du moins avions-nous pu supprimer du texte l'illusoire supposition d'aciers dont toute sensibilité aux effets de la soudure serait exclue.

Mais pour n'avoir pas été imprimée dans les conclusions du Congrès de 1936, nous est avis que cette illusion n'en reste pas moins vivace dans beaucoup de milieux. Or, c'est une opinion hautement dangereuse pour l'avenir de la construction soudée. Nous postulons qu'il n'est aucun acier (ni aucun métal) qui puisse ne pas être sensible aux effets de la soudure ; aux constructeurs à prendre leurs dispositions en conséquence et en connaissance de cause.

2. Définition de la soudabilité

La question de la soudabilité est une question controversée. On n'est pas même d'accord sur sa définition. On a beaucoup épilougué déjà et parfois d'une manière pour le moins incompréhensive au sujet de la définition de la *soudabilité métallurgique* de M. Portevin :

« La soudabilité est l'aptitude des métaux à fournir, en opérant d'après les règles établies de la soudure, un ensemble compact et continu (exempt de défauts physiques) et aussi homogène que possible, c'est-à-dire réalisant au mieux l'uni-

formité des propriétés demandées pour l'usage auquel est destinée la pièce soudée (1). »

M. Portevin est un éminent métallurgiste et qui connaît la soudure, certes du point de vue métallurgique. Les reproches faits à la définition de M. Portevin reviennent à lui reprocher d'être métallurgiste, et l'on sait ce que la métallurgie lui doit. Ils dénotent plutôt de l'incompréhension et aussi un certain dépit, celui de voir M. Portevin réduire à néant par sa définition l'illusion commode de l'acier *dont toute sensibilité aux effets de la soudure est exclue*. En fait, la définition de M. Portevin établit plutôt l'*insoudabilité* des métaux car l'assemblage soudé est toujours plus ou moins hétérogène et le métal toujours plus ou moins sensible aux effets de la soudure. Ce que l'on peut objecter à la définition de M. Portevin, c'est l'absence d'une échelle *explicite* de mesure de l'hétérogénéité, c'est-à-dire du *degré de sensibilité aux effets de la soudure*, ou de *soudabilité*. Encore n'établit-on pas qu'une telle échelle soit possible.

M. Dutilleul (2) se rapproche considérablement de la définition complète de la soudabilité sans la dégager explicitement. Après avoir rappelé que l'essai de traction d'un barreau soudé avec des électrodes de bonne qualité « montre qu'on arrive à des résultats sensiblement équivalents à ceux de la tôle de base », il poursuit en ces termes :

« On serait tenté de conclure sur ces simples résultats à l'utilisation complète du procédé de soudure à la construction des coques. L'expérience contredit cette conclusion et montre que dans la pratique une tôle de base qui donne des résultats très satisfaisants aux essais de soudure à *franc-bord* peut, sous l'action de la soudure, se rompre sans être pourtant soumise à des efforts sensibles. Les ruptures ainsi produites ont lieu *sans déformation appréciable de la tôle au voisinage des cassures*. Elles s'amorcent en général à partir d'une attache soudée et sont en général *transversales aux lignes de soudure* qui les ont provoquées. Dans des cas beaucoup plus rares, on constate des *cassures en pleine tôle ne rencontrant pas de ligne de soudure*, mais situées néanmoins au voisinage de celle-ci.

(1) Voir une autre définition analogue d'un éminent métallurgiste, le Dr W. H. HATFIELD, F. R. S., *Symposium on welding (The Iron and Steel Institute, 1935, vol. I, p. 39)*.

(2) *Bulletin technique du Bureau Veritas*, janvier 1937.

» *C'est un phénomène nouveau, distinct du phénomène de fragilité, puisque la même nuance de tôle, définie complètement au point de vue métallurgique, ne donne pas lieu à incident avec un autre procédé d'assemblage comme le rivetage, qui définit à nos yeux le problème de la soudabilité des matériaux.*

» *Considérons un échantillon de charpente soudée. Les tensions dues à l'exécution de la soudure électrique peuvent en certains points atteindre des valeurs très élevées. Si ces tensions atteignent la résistance de rupture sans que l'échantillon ait pu se déformer, la rupture par décohésion survient. Plus l'échantillon est déformable, plus les tensions sont libérées facilement par déformation permanente et mieux on évitera les ruptures par décohésion.*

» *Moins l'échantillon est chargé en soudure électrique, moins on risque d'avoir des tensions élevées et moins on risque d'avoir des ruptures par décohésion. Ces considérations expliquent donc la divergence complète qui paraît exister entre les expériences au laboratoire et dans la réalité pour une même nuance de tôle. Elles mettent en évidence la notion de soudabilité pratique qui dépend :*

» 1° *De la rigidité de l'assemblage. Moins un assemblage peut se déformer d'une façon permanente, plus les ruptures de soudabilité sont à craindre.*

» 2° *Du programme de soudure de la construction. Plus celui-ci est développé, plus les tensions résiduelles risquent d'être élevées, plus les ruptures de soudabilité sont à craindre.*

» 3° *De la soudabilité métallurgique de la nuance de l'acier, c'est-à-dire de son aptitude plus ou moins grande, toutes choses égales, à supporter sans rupture l'application de la soudure électrique. En définitive, on retiendra qu'une nuance de tôle est ou n'est pas soudable d'une façon absolue, elle est soudable ou non suivant la rigidité des assemblages et le développement du programme de soudure de la construction à laquelle elle est destinée. »*

Ces opinions sont aussi claires et précises que peut les exprimer un praticien éminent, qui connaît certes la *soudure pratique*, qui s'avère un bon observateur et qui, en janvier 1937, est plutôt en avance sur les connaissances de ses confrères. Nous avons souligné dans le texte un certain nombre

d'opinions empiriques de M. Dutilleul dont on trouve la confirmation plus précise dans les chapitres II, III et IV. A noter que M. Dutilleul attribue implicitement les ruptures de « décohésion », c'est-à-dire sans striction, aux soudures à *franc-bord*, c'est-à-dire *bout à bout*. La déception qu'il exprime au sujet du désaccord entre l'essai de traction statique des soudures et la réalité est expliquée au chapitre III. M. Dutilleul serait arrivé à la définition explicite adéquate de la soudabilité s'il avait été documenté d'une manière plus précise sur le retrait qui est la cause active des phénomènes, sur la résistance des soudures et les processus de rupture et s'il avait été moins influencé par la notion de soudabilité métallurgique, dont sont uniquement inspirés les essais de soudabilité qu'il propose.

Nous proposons comme définition de la soudabilité des aciers doux de construction l'aptitude à subir sans insécurité les effets du retrait dans les conditions de l'application.

Nous laissons à d'autres, plus compétents, le soin d'examiner si cette définition n'est pas convenable pour la plupart des métaux. Nous le croyons possible, puisque aussi bien, pour les métaux réputés peu soudables, tels que la fonte, les précautions spéciales adoptées pour permettre la soudure, par exemple la soudure à chaud, visent à éviter les fissures provenant du retrait. Elle serait certes à compléter pour les cas où l'application de la soudure modifie sensiblement la composition et la nature du métal, ce qui n'est pas le cas des aciers doux de construction.

Cette définition écarte, d'une manière moins ambiguë que la définition métallurgique, la notion de l'acier dont toute sensibilité aux effets de la soudure est exclue. A défaut d'autres conséquences, celle-ci nous paraît déjà très considérable. Mais elle en produit une quantité d'autres, à la condition que les effets du retrait soient connus dans les conditions de l'emploi. Ceci exige la connaissance des matières qui font l'objet des chapitres précédents I à IV ; le plan de notre travail est ainsi justifié. Malheureusement, ces connaissances sont jusqu'à présent peu approfondies, peu documentées, même encombrées d'idées préconçues ou non vérifiées par les faits ou constituant des interprétations erronées des faits. Ceci justifie l'intention que nous avons définie dans notre introduction de tenter l'établissement d'une doctrine dont on voit qu'elle est formée de degrés progressifs atteignant actuellement à la soudabilité, mais dont la base large et solide est la connaissance du retrait.

Il n'est pas permis, d'après cette définition, de poser la question : cet acier est-il soudable ? Il faut demander : cet acier est-il soudable dans telles conditions d'emploi ou dans quelles conditions d'emploi l'acier est-il soudable ? Il faut pour cela connaître le retrait et ses effets assez déconcertants à première vue, ainsi que les moyens d'agir sur eux dans un sens déterminé, notamment apprécier exactement les caractères respectifs des divers types de soudures au point de vue du retrait et de la résistance aux actions sollicitantes effectives, particulièrement en ce qui concerne l'endurance. Il faut pour cela connaître aussi d'une manière adéquate les qualités de l'acier, d'une manière différente et plus approfondie que pour les constructions rivées ou boulonnées. Cette connaissance ne peut pas se borner aux qualités spécifiques de l'acier comme s'il était un produit homogène, elle doit s'étendre à ses hétérogénéités. Par exemple, les feuilletages, doublures et autres défauts de laminage, notamment les tensions de laminage ; d'une manière plus générale les ségrégations et les structures orientées, notamment de laminage, ont pour les constructions soudées une importance qu'elles ne possèdent pas pour les constructions rivées ou boulonnées. C'est pour cette raison que l'application de la soudure a mis ces défauts et caractères en évidence avec une fréquence inconnue auparavant. On peut déclarer qu'en général la construction soudée demande des aciers élaborés et traités avec plus de soin que les constructions rivées ou boulonnées. On peut dire que, pratiquement ou commercialement, la question de soudabilité revient à une question de qualité.

3. Critères de soudabilité des aciers

Ceci pose la question des critères de soudabilité des aciers. Il est à remarquer que la nouvelle définition proposée pour la soudabilité englobe la définition de la soudabilité métallurgique en la complétant au point de vue métallurgique même. Car il ne s'agit pas seulement de l'homogénéité ou de l'hétérogénéité du joint soudé, mais aussi du métal de base. Par exemple, un cahier des charges de l'Administration des Ponts et Chaussées de Belgique a, à une certaine époque, prescrit un essai appelé *de soudabilité* qui consistait à insérer au milieu d'un barreau rectangulaire, sollicité par traction dans le sens du laminage, un tronçon prélevé dans le barreau et y incorporé par deux soudures bout à bout, de telle sorte que l'effort

s'exerçât suivant l'épaisseur ⁽¹⁾. Dans le cas normal de rupture dans ce tronçon, on imposait une valeur minimum du rapport de la résistance à la traction relevée à celle d'un barreau homogène sollicitée parallèlement au laminage. Une variante consiste dans le pliage d'un barreau hétérogène de même nature. Une telle épreuve est de nature à mettre en évidence certains défauts de laminage, notamment les doublures et structures feuilletées. Ceci est important, non seulement pour le cas de construction comportant des pièces soudées sollicitées par traction suivant l'épaisseur, mais aussi pour la résistance et l'endurance des cordons d'angle frontaux et latéraux (voir chap. III, §§ 4 et 5). Enfin, c'est également un élément pour l'appréciation des résultats de certains autres essais dits de soudabilité.

Il y a actuellement une tendance à ne plus considérer cette prescription de l'Administration des Ponts et Chaussées comme un essai de soudabilité et à l'abandonner. Or, elle correspond effectivement à un élément de l'appréciation de la soudabilité d'un acier, du moins pour certaines formes d'application de la soudure, notamment les soudures d'angle.

La définition que nous proposons de la soudabilité n'est guère compatible avec un critère unique et absolu de soudabilité, la notion elle-même n'ayant rien de simple ni d'absolu. Les conditions d'application sont diverses et les effets du retrait sont complexes dans les diverses conditions d'application. A supposer que, dans un cas concret, ces facteurs soient bien définis en nombre limité, les caractères de l'acier, tant du métal de base que du métal d'apport, qui sont mis en cause, peuvent être multiples. Il convient à ce propos que l'ingénieur ne considère pas l'acier comme une matière spécifique douée de propriétés idéales ⁽²⁾, mais comme un produit industriel, c'est-à-dire susceptible de qualités et d'imperfections diverses.

On attend surtout des critères qu'ils s'appliquent d'une manière assez adéquate à un nombre suffisant de cas. L'écueil actuellement, pour un grand nombre de constructions soudées

⁽¹⁾ Cf. *Le contrôle des constructions soudées* (R. U. M., 15 juin 1938, *op. cit.*).

⁽²⁾ C'est l'idée que lui en suggèrent ses enseignements théoriques fondamentaux de chimie, de mécanique et de physique appliquée, nécessairement idéalisés et simplifiés pour former des corps de doctrine magistraux. De là la notion idéale de la matière homogène et isotrope, inadéquate à la réalité.

et notamment les plus importantes, est que la technique n'est pas encore fixée par l'expérience d'un nombre suffisant de cas, par une routine de caractère statistique. Nous avons exprimé dans notre introduction l'opinion que les constructions soudées sont encore souvent des œuvres de pionniers et il y a quelque illogisme, de la part de ceux qui prétendent les entreprendre, de se plaindre de l'absence de critères éprouvés. Il a dû en être de même dans les premières périodes d'autres techniques actuellement assises. On peut raisonnablement espérer que les progrès effectués dans les méthodes et les institutions scientifiques soient susceptibles d'écourter la période d'adaptation, mais ce n'est évidemment qu'à la condition que tous les milieux intéressés se conforment aux règles de l'esprit scientifique. On ne peut affirmer que tel a été le cas. Nous nous permettons de rappeler l'observation que nous avons faite au chapitre 1^{er}, que l'on ne peut attendre des miracles de l'investigation scientifique dans telle matière et qu'il faut accorder aux chercheurs des crédits de temps autant que d'argent. La seule voie qui permette une étude fondamentale est la voie laborieuse. Jusqu'à présent, on a vu plutôt répondre à l'impatience des utilisateurs la hâte des chercheurs de proposer tel ou tel critère particulier de soudabilité, présenté explicitement ou implicitement comme absolu ou sans réserve. On voit à priori combien cela est imparfait du point de vue de la méthode. La plupart de ces critères ne peuvent résister sans critique à un examen logique dans l'esprit de la définition que nous proposons. Ils ne procèdent même pas toujours strictement de la définition métallurgique de la soudabilité, souvent ils s'attachent implicitement ou explicitement à la recherche de l'acier dont toute sensibilité à la soudure est exclue. Cette notion étant vaine, notre appréhension est qu'elle crée chez les constructeurs des illusions aux conséquences dangereuses et nous considérons ces essais comme équivoques.

Nous n'entreprendrons pas ici une étude critique détaillée de tous les critères dits de soudabilité qui ont été proposés. Cela nous entraînerait trop loin. On les appréciera raisonnablement, semble-t-il, en estimant que la plupart d'entre eux contrôlent certaines modifications inévitables qui se produisent dans l'acier de base au voisinage de la soudure du fait de la soudure et certaines différences inévitables entre les caractères de l'acier de base et de la soudure. Tels sont les essais de macrographie, de micrographie métallographique, de variation de dureté, de

variation de résilience, de traction et de pliage sur éprouvettes hétérogènes.

L'examen métallographique est utile pour l'appréciation complète de la nature des aciers, tant de base que d'apport. Il ne peut servir seul à cet effet ; il peut être un complément utile des essais élémentaires de définition et contribuer avec eux à l'appréciation d'ensemble de la soudabilité. Il est surtout utile pour l'examen de l'adaptation des électrodes à l'acier de base, qui fait aussi partie de la notion complexe de soudabilité. Cet examen comprendra utilement le diagramme de variation de dureté et c'est le seul sens dans lequel ce diagramme peut être considéré comme ayant des rapports avec la soudabilité. La métallographie microscopique est aussi la seule méthode susceptible de révéler le danger de fissuration fine par formation de martensite selon le professeur Roš, éventuellement en rapport avec la composition chimique. La variation de dureté peut éventuellement suggérer l'existence de martensite et l'utilité de l'examen métallographique. Mais ceci concerne des aciers déjà relativement alliés.

L'essai de traction statique d'un barreau contenant une soudure bout à bout transversale est fallacieux (chap. III, § 1) ; il en est presque de même pour l'essai de pliage d'un barreau de même nature, les grands allongements se reportant en majeure partie dans l'acier doux en dehors de la soudure. Cette épreuve, généralement usitée pour l'agrégation des soudeurs, peut éventuellement acquérir de ce fait quelques rapports avec la notion complexe de soudabilité, en ce sens qu'elle établit si la main-d'œuvre qualifiée disponible est en mesure d'obtenir avec facilité et régularité des résultats satisfaisants au moyen de l'acier et des électrodes prévus pour la construction. L'agrégation des soudeurs devrait toujours être faite en se servant des produits métallurgiques prévus pour la construction en vue de laquelle elle a lieu. C'est à la suite d'un essai d'agrégation renforcé des soudeurs que nous avons accepté en 1933-1934 la transformation d'une charpente soudée selon le projet en charpente rivée, transformation proposée par le constructeur et qui n'est pas sans rapports avec la définition proposée pour la soudabilité.

La signification de l'essai de choc sur barreau entaillé au point de vue de la soudabilité est controversée. M. Houdre-

mont le rejette ⁽¹⁾, mais ses arguments ne nous paraissent pas tout à fait pertinents. Nous ne croyons certes pas qu'il suffise seul, comme le préconisent certains, à contrôler la soudabilité, mais il y contribue d'une manière appréciable. Selon ce que nous avons exposé au chapitre iv, nous pensons qu'il est un indice d'une sensibilité extrême au sujet de la capacité du métal à subir des déformations par glissement, à se plastifier comme on dit et, par le fait même aussi, *au sujet d'une propension éventuelle à la rupture sans striction, toutefois sous d'expresses réserves qui seront développées plus loin*. La capacité de déformation ou ductilité est certes la propriété la plus utile du métal, tant de base que d'apport, dans les constructions soudées, eu égard aux effets du retrait.

L'essai de choc sur barreau entaillé s'effectue sur le métal de base vierge, sur le métal de l'électrode déposé par fusion, éventuellement sur le métal de base altéré par soudure, selon diverses modalités, par exemple selon la disposition de Dutilleul ⁽²⁾. Des essais très nombreux que nous avons effectués, confirmés par les résultats de laboratoires étrangers sur les mêmes aciers, ont établi d'une manière frappante l'extrême sensibilité de l'essai de choc sur barreau entaillé aux effets de certains traitements thermiques et mécaniques appliqués à certains aciers, de nature effervescente. La résilience permet d'établir pour ces aciers une véritable instabilité thermique, qui peut résulter de la trempe pour les variétés assez carburées (plus de 0,15 % de C), mais surtout de la surchauffe et du vieillissement artificiel. L'écrouissage seul a moins d'effet. Cette instabilité thermique ne permet pas de conclure à l'insoudabilité si l'on se réfère à la définition de la soudabilité que nous proposons. Elle se rapporte plutôt à la notion de soudabilité métallurgique et a comme elle le défaut de concerner uniquement des propriétés passives du métal, alors que les causes actives d'insoudabilité résident dans les déformations et tensions produites par le retrait. Néanmoins, comme la stabilité de la ductilité est une propriété passive essentielle pour les assemblages soudés, toutes choses égales d'ailleurs, la stabilité thermique doit être considérée comme très désirable, sinon indispensable.

⁽¹⁾ HOUDREMONT et ZEYEN, *Technische Mitteilungen Krupp-Forschungsberichte*, Heft 6, juin 1940.

⁽²⁾ *Bulletin technique du Bureau Veritas*, janvier 1937.

La considération du vieillissement est très discutable. La notion est née surtout des essais sur le comportement des métaux aux températures élevées et n'a pas été tout à fait élucidée dans ce domaine, parce que l'essai est d'ailleurs fait après refroidissement. Pour les constructions soudées le vieillissement artificiel est réalisé par chauffage après écrouissage. Ce traitement est sans relation certaine avec ce qui se passe dans les assemblages soudés, où les déformations de retrait se font à chaud et lors du refroidissement (chap. II). Nous n'avons jamais relevé sur des éprouvettes prélevées au voisinage de soudures, dans toutes sortes de dispositions, des résiliences aussi désastreuses que celles qui peuvent résulter du vieillissement artificiel ou d'une surchauffe. Cependant, l'altération par la soudure produit le plus souvent de fortes chutes de résilience pour les aciers effervescents, qui ne se constatent que rarement pour les aciers calmés.

Ces considérations relatives à la stabilité thermique suggèrent que cette notion n'est pas seulement intéressante pour les sollicitations à la température ordinaire. Les déformations et tensions de retrait des constructions soudées se produisent à chaud. Elles existent déjà et peuvent avoir éventuellement des valeurs importantes lorsque la température près de la soudure est redescendue aux environs de 200° C, à laquelle l'allongement de rupture et la striction sont très sensiblement diminués (chap. III, § 5). Il est très plausible que des fissures de retrait se produisent à cette température et favorisent des ruptures ultérieures sans striction. On peut éventuellement déceler cette génération de fissures par les teintes du métal dans la cassure. Les fissures dans les cordons de soudure se produisent souvent de cette manière. Ceci suggère que l'examen des conditions de soudabilité devrait aller jusqu'aux essais sur le comportement aux températures élevées de l'acier de base, du métal déposé et de leur combinaison. Si la question est d'un intérêt certain au point de vue de l'étude et de la connaissance des phénomènes, il faut reconnaître qu'au point de vue du contrôle pratique, elle compliquerait singulièrement la question. Si l'on y ajoute l'effet des températures inférieures à 0° C, même à 10° C pour certains aciers, sur la résilience, mis en cause en raison du fait que certaines constructions soudées ont subi des dérangements à des températures relativement basses, éventuellement par l'effet de tensions thermiques peu élevées s'ajoutant aux effets du retrait, l'on jugera que la con-

ception d'un critère unique et suffisant de soudabilité est bien difficile.

De tout ceci, résulte du moins que l'essai de choc sur barreau entaillé, sous l'une ou l'autre forme, doit nécessairement intervenir dans le contrôle de la soudabilité. Selon ce que nous avons exposé aux chapitres III et IV, on pourrait éventuellement envisager d'y suppléer par une exploitation plus complexe et plus analytique de l'essai de traction simple, mais outre que cette idée devrait encore faire l'objet d'une étude approfondie au sujet de son applicabilité, il semble qu'il sera toujours considéré comme plus pratique et plus rapide de procéder à l'essai de choc sur barreau entaillé.

L'essai analytique de traction simple est long et compliqué, même assez délicat, et la détermination des diverses parties de la résistance vive, selon le chapitre III, § 1, qui se fait par le calcul, peut être entachée d'assez grandes imprécisions.

L'essai de choc sur barreau entaillé nous a conduit à évoquer une analyse des changements de comportement des aciers par divers traitements. Les métallurgistes considèrent actuellement les relations entre ce comportement et des notions métallographiques nouvelles, telles que la grosseur du grain austénitique ou ferritique. Comme il est déjà question d'appliquer ces méthodes au contrôle des coulées, il n'est pas exclu qu'elles réagissent sur le contrôle de la soudabilité, d'autant plus que, ainsi que nous l'avons indiqué au chapitre IV, § 5, nous pensons qu'il y a quelque relation entre les ruptures sans striction et la texture polycristalline, notamment la grosseur du grain. La figure 109 montre les grains assez gros (125μ) au bord d'une soudure après recuit à 400°C pendant une heure et refroidissement à l'air. La figure 107 montre des grains de grosseur comparable (175μ) au bord d'une cassure sans striction par entaille (acier doux Thomas ordinaire). La figure 110 montre un grain que l'on peut qualifier de monstre (425μ) au voisinage d'une soudure par étincelage d'un rail en acier Thomas ordinaire (0,44 % C, voir chap. III et IV). Toutes choses égales, il semble que le grain fin soit plus favorable pour les constructions soudées, mais il n'est pas établi que les aciers à grains plus gros soient insoudables en toutes conditions; il est même certain que non.

Il est donc très probable que l'appréciation complexe de la soudabilité ne pourra se dispenser de l'examen micrographique. Du point de vue de la définition complète, l'examen

macrographique ne sera pas toujours suffisant pour apprécier les qualités ou les défauts de texture des aciers, d'importance capitale pour la résistance et l'endurance des assemblages soudés. Nous avons insisté suffisamment déjà sur l'effet des structures orientées, surtout des plus défectueuses, telles que les doublures, feuilletages, etc. ⁽¹⁾. D'autres défauts, inclusions,

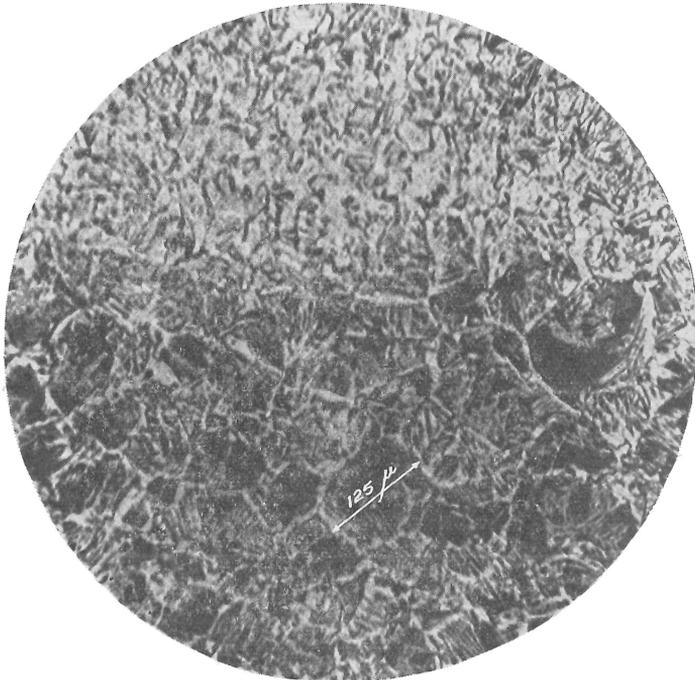


FIG. 109.

scories, pailles, criques, etc. peuvent être dangereux. Les pièces en acier coulé peuvent contenir des défauts plus graves que les plus graves défauts des soudures ; elles devraient être radiographiées avec autant de soin que les soudures. Il ne faut pas perdre de vue que les ruptures par fatigue se produisent fréquemment dans les défauts en dehors des régions de forte sollicitation théorique. Enfin, il ne faut pas perdre de vue que,

⁽¹⁾ Il reste à voir de quelle utilité la spectroradiographie pourra être au point de vue de l'étude des structures orientées en rapport avec la soudabilité.

du point de vue de la définition complète de la soudabilité, les tensions initiales de laminage doivent être prises en très sérieuse considération. Sous ce rapport, les pièces tellement défectueuses qu'elles se rompent avant montage sont les moins dangereuses, tandis que l'on n'est pas du tout fixé sur le degré de sécurité des pièces de même nature non rompues. Il y a donc un grand intérêt à disposer de méthodes assez simples susceptibles au moins de déceler l'existence de tensions de laminage et leur ordre de grandeur (chap. II, § 10).



FIG. 11C.

Ces tensions seront surtout importantes dans les profilés de grandes dimensions et dans les plats épais ; on notera cependant que des profilés de dimensions modérées (I 360) peuvent en être affectés jusqu'à rupture (chap. IV, § 1). On envisage comme remède le recuit de relaxation, mais on doit se demander s'il n'est pas illusoire. Les tensions de laminage proviennent d'un régime variable et varié de refroidissement. Or ce régime est commandé par des lois physiques précises,

exprimées par des équations aux dérivées partielles dont la solution dépend des conditions aux limites, c'est-à-dire des dimensions de la pièce et des conditions de refroidissement. Par conséquent, les inégalités de refroidissement d'une pièce recuite peuvent produire à nouveau des tensions thermiques transitoires, des déformations permanentes et des tensions résiduelles à la température ordinaire. C'est du moins ce que peut entraîner le refroidissement à l'air (en absence de susceptibilité de trempe à l'air). Le refroidissement lent au four, outre ses inconvénients économiques, entraîne le risque de grossissement du grain ou de surchauffe des aciers instables thermiquement. La solution la plus adéquate semble être de ne pas dépasser une température de recuit de l'ordre de 600 à 650° C, appliquée pendant un temps suffisant pour permettre l'annulation pratique des tensions, suivie d'un refroidissement lent, uniforme et progressif jusqu'à une température suffisamment inférieure à 600° C pour que l'acier ait acquis une rigidité suffisante pour subir ensuite, sans déformation permanente, le refroidissement complet à l'air (voir chap. VI). Dans ces conditions, on peut espérer que les tensions de refroidissement seront purement transitoires et que le produit sera finalement exempt de tensions à la température ordinaire. On conçoit néanmoins que les dimensions des pièces devront rester dans des limites définies. Une normalisation soignée des produits est donc en rapport avec la notion de soudabilité, elle y appartient pleinement d'après la définition proposée.

Les remarques de M. Dutilleul que nous avons reproduites au paragraphe précédent peuvent suggérer de rechercher le critère de soudabilité dans un essai de rupture sans striction. Cette conception est à la base de certains essais dits de soudabilité opérant par pliage d'éprouvettes assez larges (200 mm) pourvues d'un cordon de soudure longitudinal axial, déposé dans des rainures réalisées par fraisage⁽¹⁾ ou portant une rainure profonde produite par impression.

Ces essais sont complexes; ils sont en rapport avec certains termes de la définition complète de la soudabilité: acier de base dans les conditions de l'emploi quant à l'épaisseur, application de soudures engendrant des déformations et des tensions de retrait, ainsi que l'altération inévitable de l'acier

(1) Cf. O. KOMMERELL, *Erläuterungen zu den Vorschriften für geschweisste Stahlbauten*, 1940.

de base. La soudure est éventuellement remplacée par des traitements arbitraires tels qu'un écrouissage par impression et une entaille transversale ⁽¹⁾. Ces derniers ne sont en rapport avec la définition que si l'on admet que les conditions d'application peuvent comporter certaines manipulations brutales pouvant provoquer des écrouissages et des entailles. En fait, ils ont pour objet de favoriser des ruptures ayant le caractère de cassures sans striction. Ils parviennent à en provoquer dans certains cas. En tant que moyen d'engendrer de telles ruptures, ils nous intéressent moins que les expériences que nous avons décrites au chapitre iv, parce que les ruptures par pliage nous paraissent sans rapport avec celles qui se produisent dans les constructions soudées. Les seuls dérangements qui peuvent s'y ramener sont les ruptures constatées parfois au cintrage à froid. D'autre part, ces essais ne sont nullement, comme les nôtres, destinés à l'étude des conditions de production des ruptures sans striction, mais bien explicitement établis en vue d'épreuves de classement ou d'élimination des aciers au point de vue de la soudabilité. Il est permis de croire que l'on attribue, implicitement du moins, à ces essais la signification de critères complets et suffisants de soudabilité. Houdremont a énoncé de sérieuses objections à cette prétention ⁽²⁾. Il remarque notamment que la structure de laminage, des défauts de texture correspondants (feuilletages, doublures) ainsi que des répartitions stratifiées d'impuretés peuvent favoriser le pliage par des glissements internes et ainsi entraver la propagation des fissures. Il indique avoir réalisé des aciers médiocres avec une répartition systématiquement stratifiée d'impuretés et avoir ainsi assuré à volonté un résultat satisfaisant des essais. Nous avons attiré l'attention, au chapitre iv, sur l'influence de la texture et notamment de la stratification dans les ruptures sans striction. Les résultats satisfaisants des essais en question seraient donc souvent sujets à caution ce qui ne signifie pas nécessairement qu'ils le soient dans tous les cas.

La principale objection que nous y faisons est de principe. Ces épreuves tendent à laisser croire que les ruptures sans stric-

(1) HAUTMANN, *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, Heft 7, janvier 1942.

(2) HOUDREMONT und ZEYEN, *Untersuchungen über statische Festigkeit, Kerbschlagfähigkeit und Dauerfestigkeit von geschweissten Baustahl St 52 nach verschiedenen Wärmebehandlungen und nach Schweissung unter Vorwärmung (Technische Mitteilungen Krupp-Forschungsberichte, Heft 6, Juni 1940).*

tion dépendent uniquement de la nature de l'acier et qu'il existerait des aciers qui en sont exempts.

Selon nos expériences, elles dépendent en premier lieu des conditions de sollicitation et de l'existence de fissures ou de défauts analogues; elles peuvent advenir à toutes les nuances d'acier doux de construction. Toutes choses égales d'ailleurs, il se peut et il est probable qu'elles aient d'autant moins de chances de se produire que l'acier est plus ductile et surtout qu'il est élaboré avec plus de soins, plus propre, plus dépourvu de défauts. Mais c'est là seulement une question de degré et nos expériences ne nous permettent pas de croire que l'on peut trouver dans la qualité de l'acier seul des garanties contre l'absence de striction; on ne peut les trouver que dans les précautions contre les sollicitations susceptibles de les engendrer.

Ce qui a pu disposer favorablement à l'égard de ces essais de pliage avec cordon longitudinal de soudure et a pu leur assurer un certain succès pratique, c'est qu'ils ont défavorisé les plats de forte épaisseur et inspiré une limitation de cette dimension. Or, cela tient en grande partie à la nature même de l'essai de pliage et est une connaissance banale dans d'autres techniques, par exemple en béton armé ⁽¹⁾. Depuis longtemps, certains règlements ont prescrit que le pliage des barres à béton ne peut être fait à froid lorsque le diamètre dépasse une certaine valeur ⁽²⁾. Aucune remarque de cet ordre ne peut être faite au sujet de nos essais de traction sur barreaux entaillés (chap. iv, § 3). L'effet de l'épaisseur sur la rupture sans striction en ressort nettement sans être influencée par le mode d'essai ni par les dimensions des entailles. A noter cependant que cet effet ne se manifeste pas dans les ouvrages d'une manière caractérisée; les ruptures sans striction constatées intéressent plus souvent des éléments de faible épaisseur que de gros. Cependant, nous n'avons jamais considéré ces essais, non plus que ceux de traction sur barreau avec cordon longitudinal de soudure, comme des essais de soudabilité, mais uniquement comme des expériences sur la génération des ruptures sans striction (chap. iv). Nous admettons que comme telles, elles sont susceptibles d'apporter des contributions à la notion

(¹) Th. WYSS, *Bericht über Versuche mit Verankerungs-Endhaken an Beton-Armierungseisen* (Premier Congrès international du béton et du béton armé, Liège, 1930); — L. SANTARELLA, *Il Cemento armato*, vol. I^{er}, 8^e éd., 1942.

(²) Cf. Règlement suisse de 1909.

complexe de soudabilité. Lorsque nous avons été priés de rédiger le texte et de fixer les dimensions des éprouvettes des dispositions relatives à ces épreuves pour les Prescriptions provisoires relatives aux constructions soudées de l'Administration des Ponts et Chaussées (1941), nous avons fait les réserves nécessaires à ce sujet et indiqué notamment que l'institution de semblables essais en épreuves de réception ne pouvait être décidée qu'après une expérience suffisante. Nous ne pensons pas que ces essais puissent constituer des critères absolus de soudabilité, pour la raison qu'il n'en existe pas, mais nous croyons qu'ils sont beaucoup moins contestables comme tests de sensibilité à la rupture sans striction que les essais de pliage. Les essais de choc sur barreau entaillé nous paraissent, en dépit de l'opinion de M. Houdremont, plus appropriés que les essais de pliage à définir une certaine sensibilité à la rupture sans striction et surtout la sensibilité thermique, sous la réserve essentielle qu'il n'en résulte aucune garantie absolue contre la rupture éventuelle sans striction.

Selon certaines remarques faites dans les deux chapitres précédents et au début du présent paragraphe, il est possible qu'une observation attentive des résultats de l'essai de traction simple, qui constitue l'épreuve fondamentale et traditionnelle de réception, permettrait d'en déduire des indices à tout prendre suffisants sur la sensibilité éventuelle à la rupture sans striction. L'allure et l'importance relative des diverses parties du diagramme (P, δ), l'aspect et la forme de la cassure, etc., pourraient constituer des indices susceptibles peut-être d'interprétation de même valeur que les résultats d'essais spéciaux. Ceci ne pourrait être élucidé que par une étude comparative et statistique approfondie des essais de traction, de choc sur barreau entaillé et de traction sur barreau entaillé. Des micrographies ont été prises près de la surface de cassure d'une éprouvette de traction ordinaire, les unes près des bords latéraux du cratère, d'autres sous la cuvette. En comparant avec la figure 107 relative à une rupture sans striction par entaille, on a constaté que, par suite de la striction, il y a une différence essentielle de structure entre une telle rupture et celle de traction ordinaire, même sous la cuvette, qui s'en rapproche davantage, mais indique un écrouissage plus important des grains.

Une dernière catégorie d'essais paraît, à première vue, répondre à la définition proposée. Elle consiste à provoquer des tensions directes et indirectes de soudure par des encastre-

ments importants. C'est dans ce but que nous avons entrepris quelques premiers essais sur disques encastrés dans des tôles (voir chap. II). Nous avons vu qu'il en résultait un état de tension qui était dangereux pour la soudure circulaire et la tôle extérieure au disque, non dans le disque même. Cependant, nous fixions sur ce disque des raidisseurs par de fortes soudures d'angles et y prélevions ensuite divers types d'éprouvettes, notamment entaillées, qui ont généralement confirmé les résultats d'autres essais plus simples sans rien y ajouter.

Dans nos essais de retrait sur éprouvettes encastrées, nous n'avons jamais constaté de fissures ni de ruptures en aucune partie; il n'y a donc pas là matière à essai.

Le mode opératoire de *Swinden et Reeve* ⁽¹⁾ qui utilise un encastrement particulièrement rigide, constitue essentiellement une épreuve du métal d'apport sous sa forme originale. Il serait intéressant d'examiner ses effets en cas de soudure complète du chanfrein. Nous pensons, en dépit de résultats peu positifs obtenus jusqu'à présent, qu'il reste intéressant de rechercher une méthode appropriée d'étudier par le moyen d'encastrements, la sensibilité totale à la rupture sans striction des assemblages soudés (métal de base et métal d'apport) dans toute la gamme des températures que comporte l'application de la soudure.

A vrai dire, le type d'essais exploitant le retrait par encastrement n'a guère été examiné jusqu'à présent; il aura d'ailleurs vraisemblablement toujours l'inconvénient d'être coûteux et compliqué. Il n'est pas certain qu'il puisse donner des résultats concluants ou offrant quelques garanties, car on remarquera qu'il est difficile de réaliser dans une expérience simple et normalisée des avatars analogues à ceux qui ont pu être produits dans des constructions soudées.

Nous concluons en écrivant que si tous les aciers doux de construction ne se prêtent pas à un égal degré à la soudure, c'est-à-dire ne résistent pas d'une égale manière aux effets du retrait en toutes circonstances, la science ou plutôt l'art de la construction soudée ne pourra cependant jamais être ramené au simple choix des aciers et de l'électrode, pas plus que l'art de la peinture au choix des couleurs, des pinceaux et des toiles. Cela n'empêchera pas naturellement de préférer les meilleurs aciers et les électrodes les plus appropriées et surtout élaborés avec plus de soin, c'est-à-dire des produits de qualité.

⁽¹⁾ *Essai de Swinden et Reeve (Institute of Welding, 16 novembre 1937).*

CHAPITRE VI

Précautions contre le retrait. Sécurité des constructions soudées

I. Précautions générales contre le retrait

La principale précaution, en elle-même suffisante, est de bien connaître le retrait et ses effets, assez du moins que pour pouvoir les prévoir d'une manière chiffrée et en tenir compte dans les calculs et dessins des projets. C'est ce vers quoi il faut tendre le plus vite possible et il est apparent que cela exigera, en pratique courante, de confier les études à des spécialistes, autant que l'exécution. Nous avons montré que les effets du retrait sont complexes et leur connaissance statistique ne permettra jamais de les réduire à des notions banales. Nos travaux ont eu pour but d'apporter des contributions à cette connaissance statistique, ce qui est très utile, car nous n'avons trouvé que très peu de renseignements précis sur le retrait et sur les déformations correspondantes. On peut en dire autant des tensions, avec la circonstance aggravante que beaucoup de renseignements sont sujets à caution et qu'il existe des confusions au sujet des rapports entre les déformations et les tensions. Nous tenons à ajouter que, quelle que soit finalement l'importance de nos contributions, elles ne pourront pas suffire *seules* à établir une connaissance statistique suffisante. Le travail devra être poursuivi sur une base élargie et industrielle. Nos travaux constituent plutôt une investigation fondamentale susceptible de permettre le choix et la définition de méthodes pratiques. Nous pensons que les ateliers de construction auraient intérêt à organiser des services de contrôle mesuré du retrait, sur des bases bien établies et qui devraient comporter, ainsi que nous l'avons indiqué à la fin du chapitre 1^{er}, l'inscription de tous les éléments influençant le retrait. Nous ne voyons à cette organisation aucune difficulté particulière; nous

croyons que des contrôles plus difficiles ont été établis selon des principes d'organisation méthodique de la fabrication. Si une telle organisation était normalisée, elle pourrait apporter de grands avantages communs à l'industrie de la construction.

Cette documentation servirait naturellement de base aux études, aux règlements, aux cahiers des charges et aux instructions d'atelier. Elle implique l'utilisation de spécialistes à divers échelons : ingénieurs, dessinateurs, chefs d'atelier, chefs d'équipe et soudeurs. Elle établit la nécessité d'un enseignement professionnel assez étendu, adapté à des éléments ayant une formation générale suffisante et adéquate. Nous pensons que l'enseignement professionnel de la construction soudée sera le plus fructueux pour des personnes dont la formation générale est déjà orientée vers la construction.

En ce qui concerne l'exécution des soudures, l'influence du soudeur sur le retrait est certaine et non négligeable, comme il est indiqué au chapitre 1^{er}. Nous pensons qu'il serait possible de soumettre les soudeurs, par ailleurs très qualifiés, à des épreuves normalisées concernant l'importance du retrait de leurs soudures et de distribuer l'exécution du travail d'après des *cotes de retrait*. Signalons d'ailleurs l'inconvénient de la pratique assez répandue de confier des soudures dites secondaires à des soudeurs médiocres. Une soudure secondaire mal exécutée peut être cause de désordres et d'insécurité.

L'organisation perfectionnée de la soudure basée sur la connaissance du retrait donnerait seule leur plein effet à des règles générales assez banales, mais imprécises et susceptibles même d'applications défavorables. Tels sont les préceptes :

Eviter toute soudure inutile ;

Réduire les soudures au minimum ;

Laisser le plus possible de liberté aux pièces pendant la soudure ;

Eviter les accumulations de soudures ;

Etablir un programme adéquat d'exécution des soudures.

Les deux premières règles peuvent conduire à l'utilisation de laminés de grandes dimensions et de plats de forte épaisseur, avec la conséquence qu'il peut y avoir des tensions de laminage considérables et des tensions de retrait importantes dans les joints des pièces de grandes dimensions et qu'ainsi la précaution s'avère éventuellement moins avantageuse que l'imperfection qu'elle avait pour objet d'éviter.

Si la troisième règle n'est pas appliquée avec une prévision suffisante du retrait, elle peut conduire à des difficultés de montage qui peuvent entraîner dans la construction des défauts beaucoup plus graves que ceux que l'on est plus ou moins parvenu à éviter. Cela s'est vu.

Les deux dernières règles, appliquées avec bonne volonté au jugé, sans connaissance suffisante des effets du retrait, peuvent conduire à des erreurs.

Le désaxement réciproque systématique de certaines soudures, par exemple de raidisseurs, en vue d'éviter des accumulations de soudures, peut éventuellement, par suite de la dissymétrie et de superpositions défavorables, créer des états de tensions plus désavantageux que des soudures symétriques.

Les fenêtres de décharge que l'on dispose par exemple à la jonction des âmes et des ailes de poutres en I soudées, au droit des joints soudés bout à bout des ailes, créent des surtensions assez considérables, étant situées dans la région des plus fortes sollicitations. La disposition n'a d'autre justification que la suivante : on préfère des surtensions limitées et connaitables au danger de fissures résultant de la superposition du joint soudé des ailes et de la soudure de l'âme à l'aile. Mais on n'est pas assez attentif au risque de fissure résultant de l'interruption de cette dernière soudure aux deux extrémités de la fenêtre. Des cratères d'extrémité mal conditionnés peuvent former entailles. Près de l'aile comprimée, il se développe aux extrémités de la fenêtre une traction normale à l'assemblage qui, combinée avec la compression parallèle à la soudure, tend à créer une forte tension tangentielle maximum. En cas de répétition dynamique des efforts, le danger de fissuration progressive n'est pas exclu aux extrémités de la fenêtre.

Les soudures interrompues multiplient le danger des cratères d'extrémité defectueux et sont susceptibles de créer des états de tension très compliqués. Il est certain qu'elles sont inférieures à des soudures continues plus légères ⁽¹⁾.

L'on voit que l'application de ces règles banales est loin d'être scientifiquement déterminée. Elle est souvent basée sur des « impressions » non contrôlées par la théorie, d'ailleurs

(¹) Voir M. Roš, *Aktuelle Probleme der Schweissung von Konstruktionsstähle* (E. M. P. A., Bericht, n° 132, 1941, fig. 37 et 38); — O. KOMMERELL, *Erläuterungen zu den Vorschriften für geschweisste Stahlbauten* (I. Teil, Hochbauten, 1940).

pratiquement impuissante sans le secours de l'expérience exacte et mesurée, ni par celle-ci.

Bref, les nombreux risques provenant de l'inconnaissance ne peuvent être évités que par une meilleure connaissance. L'établissement d'une technique aussi éclairée laisse place encore à de nombreuses études et recherches. Cela concerne notamment la disposition des raidisseurs des tôles dans les âmes et goussets, dont on a souvent abusé.

2. Précautions opératoires

Les précautions opératoires sont de deux ordres. Les unes consistent en mesure de détail de caractère simple, qui constituent en somme les caractéristiques d'un travail soigné. Associées avec une excellente préparation du travail par étude préalable, elles sont les plus effectives et ne sont du moins pas susceptibles de créer de nouveaux risques. Les autres comportent des opérations importantes, éventuellement coûteuses, de caractère thermique ou mécanique. Leurs effets ne sont guère connus scientifiquement et pratiquement controversés.

Elles sont d'usage très délicat et leur emploi éventuel semble devoir être toujours un cas d'espèce à mettre soigneusement au point.

Comme précautions élémentaires vers lesquelles doit tendre une bonne pratique, indiquons les suivantes :

1° Une conformation exacte des chanfreins, usinés avec soin, de manière à éviter un écrouissage ou des fissures éventuelles (cisailage, sciage à froid, oxycoupage manuel)⁽¹⁾. On procédera, le cas échéant, à un finissage par meulage ou fraisage et toujours à un contrôle ;

2° L'emploi de cales d'écartement pour donner aux soudures les dimensions exactes du projet, ensuite une fixation soignée par points de soudure ;

3° L'emploi de pinces, étaux et châssis orientables permettant de présenter toujours la pièce aux soudeurs dans la position la plus commode pour la soudure.

4° L'emploi d'appendices fixés par quelques points de soudure et prolongeant au delà de leurs extrémités les chanfreins

(1) Pour les fissures d'oxycoupage, voir M. Roš, *Aktuelle Probleme der Schweissung von Konstruktionsstähle* (E. M. P. A., Bericht, n° 132, 1941, et chap. III, 5).

des cordons bout à bout ou les flancs des soudures d'angle, en vue d'éviter les cratères et morsures d'extrémités (cf. nos éprouvettes de retrait, chap. 1^{er}, fig. 3);

5° L'exécution de soudures autant que possible symétriques, pour réduire les déformations angulaires. Dans le cas où celles-ci sont inévitables, leur prévision du moins approximative (difficile d'après ce qui a été indiqué au chap. 1^{er}), permet une compensation préalable à la soudure, par disposition bien étudiée des pièces, sans contrainte, de manière que la pièce soudée ne doive guère être redressée, ni à froid (écrouissage et tensions résiduelles de déformations) ni par chaudes de retrait (tensions thermiques, tensions résiduelles, altérations en cas de *sensibilité* ou *instabilité* thermique de l'acier).

Il est très défectueux de souder des joints en X de grandes dimensions par moitiés successivement. Le soudage de la première moitié a produit un retrait angulaire ou des tensions transversales correspondantes et des compressions longitudinales. La soudure de la deuxième moitié du joint sur l'autre face augmente considérablement les tensions transversales. Compte tenu de la compression longitudinale et de l'échauffement de la région de la soudure, il n'est pas rare que l'acier de base se fissure parallèlement à la soudure et à son voisinage sur toute son épaisseur lors du refroidissement ou lors de manipulations ultérieures, telles que le cintrage, d'autant plus que le plat est plus épais (par exemple 550×50 mm).

Il pourra être utile pour les longs joints, soudés en position verticale, de travailler à deux soudeurs sur deux faces opposées. La soudure des longs joints pourra aussi se faire par deux soudeurs travaillant en sens opposé à partir du point milieu et, si possible, symétriquement. La question de l'exécution des cordons par tronçons, par exemple par la méthode dite du « pas de pèlerin », n'est pas, à notre avis, une question de principe, mais plutôt de cas d'espèce, et, sauf éventuellement pour les deux premiers cordons symétriques ou non et sous réserve des très longs joints, il nous semble que l'on doit préférer la soudure continue à vitesse suffisante et avec le minimum d'interruption et de reprises. Les reprises doivent être naturellement tout à fait soignées.

Dans le cas de soudures en V, il y aura intérêt au point de vue du retrait comme de la résistance à procéder à une reprise à la racine très soignée, avec une bonne préparation préalable, par exemple au moyen de petits outils de meulage.

Il est désirable cependant que cette reprise à la racine soit peu importante.

Nous pensons qu'un parachèvement soigné des soudures, par exemple par meulage ou fraisage au ras des tôles, peut être considéré comme une précaution contre le retrait, autant qu'une mesure favorable à la résistance dynamique et, naturellement, à l'aspect du travail. On sait que c'est précisément une méthode de mise en évidence de tensions résiduelles que de procéder à un enlèvement progressif de matière, par exemple par tournage ou rabotage. L'enlèvement de la matière supprime les contraintes que celle-ci exerçait sur la partie qui subsiste. Dans le cas du joint soudé, comme il faut, dans l'intérêt de la réduction du retrait, éviter toute surcharge, tout en ayant des joints bien pleins et réalisant les dimensions du projet, il ne peut s'agir que de l'enlèvement d'une petite quantité de matière, mais précisément très tendue et qui, appartenant aux derniers cordons déposés, exerce une influence prépondérante sur les déformations et tensions. Il ne s'agit pas cependant d'attendre de cette opération de grands effets; c'est un soin favorable de même nature que les précédents. Au point de vue métallurgique, il n'y a certes pas d'objections à ce soin. Du point de vue industriel, nous pensons que cela soulève plus une question d'organisation que de prix de revient. Nous ne faisons d'ailleurs qu'énumérer ces précautions dans le cadre de notre principe que tout ce qui atténue le retrait est favorable à la sécurité de la construction soudée. Si dans certaines circonstances l'exécution de soudures sûres n'est pas compatible avec les conditions économiques, la conclusion s'impose : *il ne faut pas souder*.

La question économique se pose surtout avec intensité au sujet des précautions opératoires spéciales qui sont le martelage, le préchauffage et le recuit, avec le fâcheux accompagnement que leur effet est loin d'être certain et que leur application est très délicate. Nous n'avons pas encore effectué d'expériences personnelles sur ces traitements, ce stade n'est pas encore atteint dans nos essais, mais ces points seront examinés. En ce qui concerne le préchauffage et le recuit, il y a d'ailleurs tellement loin de l'éprouvette d'essai à l'élément de construction soudée que l'on peut aussi bien traiter de cette question sans avoir effectué d'expériences de laboratoire.

Au sujet du martelage, les auteurs consultés ⁽¹⁾ exposent des opinions réticentes et contradictoires.

Il semble établi que :

1° Le martelage à chaud au marteau pneumatique n'a guère d'effet sur le retrait; il se fait sur chaque cordon déposé, sauf le ou les deux premiers; il doit se faire à une température de l'ordre de 1.000° C, pas en dessous du point de transformation ;

2° Le martelage à froid semble avoir pour effet de diminuer le retrait et les déformations, du moins d'après des essais faits sur des tôles de moins de 10 mm d'épaisseur. Pour de plus fortes épaisseurs, l'effet doit être superficiel. Quant à l'effet sur les tensions de soudure, il est plus qu'incertain et donne lieu éventuellement à la confusion indiquée au chapitre II entre déformations et tensions ;

3° Le martelage ajoute naturellement des déformations permanentes à froid à celles qui se sont produites à chaud. Tous les auteurs recommandent la prudence et l'opération exige un outillage adéquat. Le martelage à chaud de joints de quelque longueur devant se faire pour chaque cordon doit réduire notablement le rendement. L'augmentation du prix de revient est certaine. Pour pouvoir apprécier d'une manière objective, pour ne pas dire scientifique, l'opportunité de l'opération pour certaines fabrications spéciales, il faudrait sans doute recourir à des expériences directes de mise au point.

Il ne semble vraiment pas excessif de conclure que le procédé ne peut pas être considéré comme susceptible d'application générale avec des effets favorables définis.

On pourrait être tenté d'exprimer à première vue moins de restrictions au sujet des opérations de préchauffage et de recuit. On peut, sans plus ample considération, être favorablement disposé en faveur du préchauffage en raison du procédé de soudure à chaud de la fonte, métal peu soudable. Mais il faut noter que, dans ce procédé, *en principe* toute la pièce est portée au rouge. L'opération est spéciale et ne manque pas d'être coûteuse. Pour l'application du préchauffage à la construction soudée en acier, que l'on n'envisagera certes que pour des cas importants, la question qui se pose est d'abord de savoir quel sera le régime thermique de la pièce. Et tout

(1) BIERETT, *op. cit.*; — SPRARAGEN et CLAUSEN, *op. cit.*; — MAC CUTCHEON JR. et KINGSLEY JR., *Peening and its effects on Arc Welds* (*Journal of the American Welding Society*, Supplement, July 1937).

d'abord, il est certain que le préchauffage, même local, est contre-indiqué lorsqu'il s'agit d'assembler des pièces encastées; il ne peut en résulter qu'une augmentation du retrait et surtout des contraintes indirectes de soudure.

Pour des pièces libres, le régime thermique sera développé par le préchauffage, ce qui ne doit nullement conduire en principe à une diminution du retrait et de ses effets. Si le préchauffage n'est pas uniforme, ce qui sera le plus probable pour les pièces épaisses, donc pour les cas les plus intéressants, le régime des déformations et des tensions thermiques peut être perturbé et éventuellement aggravé. Une remarque générale est à faire à ce sujet, qui vaut aussi pour le recuit. Les ingénieurs qui ont à s'occuper de ces questions devraient être parfaitement informés des théories relatives au réchauffage et au refroidissement des solides, c'est-à-dire à la thermocinétique ou théorie du flux varié et variable de chaleur dans les solides, et aux théories relatives aux tensions thermiques dans les solides, qui ne sont d'ailleurs accessibles que dans les limites de l'élasticité. Ces deux théories sont de caractère difficile et leurs rudiments ne figurent pas aux programmes universitaires. Que dire alors de leurs applications ? Quant aux expériences, elle sont aussi de nature très difficile. Aussi croyons-nous que des connaissances assez précises sur ces sujets sont peu répandues parmi les spécialistes de traitements de caractère thermique tels que le préchauffage et le recuit. Or, elles paraissent indispensables.

Si le préchauffage se fait à une température comprise entre 200° et 300° C, il a l'inconvénient de développer la région de la pièce en état de maximum de fragilité et d'augmenter d'autant le risque de fissure.

De telle sorte que, en général, si l'on considère l'objet assez mal défini du préchauffage, les dépenses qu'il entraîne et son résultat pour le moins incertain, son application générale est plus que sujette à caution et se ramène de nouveau, le cas échéant, à des cas d'espèce susceptibles de mise au point particulière.

L'opération du recuit de relaxation demande tout autant d'attention. Il est établi, notamment par des expériences ⁽¹⁾,

(¹) BENSON et ALLISON, *The low temperature annealing of welded mild-steel structures to relieve internal stresses (Symposium of the welding. Iron and Steel Institute, vol. II, 1935)*; — SPRARAGEN et CLAUSEN, *op. cit.*

qui ne sont d'ailleurs pas à l'abri de toutes critiques, qu'en portant les pièces affectées de tensions à 650° C pendant un temps suffisant, ces tensions sont annulées, le métal étant entièrement malléable à cette température. Économiquement et techniquement, il n'est pas désirable de dépasser cette température. Seulement, comme il a été indiqué aux chapitres I et II, dans la pièce soudée, les tensions ne naissent que lors du refroidissement en dessous de 650° C et par suite de l'inégalité de ce refroidissement rapide. De telle sorte que la phase décisive du recuit pour l'opération réside dans la conduite du refroidissement, qui doit être lent. Selon les Américains, la pièce ne devrait pas être retirée du four à une température supérieure à 150° C. Ceci implique des installations et des opérations coûteuses, car toute la pièce doit être recuite au four pour un faible volume de soudure qu'elle contient. Sans épiloguer davantage, on se rend compte que cette opération n'est supportable économiquement que pour des objets très spéciaux, tels que des réservoirs pour fluides à très haute pression, pour lesquels elle paraît aussi nécessaire par raison de sécurité. Il s'agit en principe de pièces qui ne peuvent être réalisées que par soudure ou pour lesquelles la soudure présente des avantages tels qu'elle fait plus que compenser les frais du recuit. Dans ces conditions, il s'agit de fabrications spéciales, impliquant des installations et un personnel adéquat.

Des recuits locaux, comme nous en avons vu appliquer par des appareils spéciaux à des viroles tubulaires soudées de grand diamètre, ne sont permis que pour des pièces de forme simple et symétriques, comme des tubes par exemple. Les fours amovibles de recuit sont disposés de manière à créer un état thermique de révolution. Le caractère local du chauffage n'existe que suivant la direction axiale, selon laquelle la dilatation est rendue libre et effective. Il faut naturellement des dispositions tout à fait adéquates et une opération contrôlée. Il s'agit donc encore de fabrications spéciales.

Des applications isolées, constituant des cas particuliers, peuvent être utilement envisagées pour le réglage des efforts dans certaines constructions, par exemple de poutres bowstring, à la faveur du recuit des joints soudés ou de chauffages locaux d'une membrure courbe tendue, constituée par exemple de plats.

Une application généralisée du recuit, à supposer qu'elle soit économiquement possible, demanderait, pour être véri-

tablement efficace et sans inconvénients, de sérieuses précautions opératoires et des aciers non sensibles à la surchauffe ou au grossissement du grain.

3. Sécurité des constructions soudées

Nos conceptions sur ce point capital découlent naturellement de l'exposé qui précède, dont elles constituent le but et les conclusions.

La notion de sécurité devrait trouver son expression parfaite ou exacte dans *le coefficient de sécurité*, mais il y a beaucoup de réserves à faire à ce sujet. Il n'y a pas que du paradoxe à considérer que le coefficient de sécurité est plutôt un *coefficient d'insécurité*, en ce sens qu'il est normalement exprimé par une valeur d'autant plus élevée que l'on craint davantage pour la sécurité. Cela signifie qu'un coefficient de sécurité est généralement d'autant plus sujet à caution qu'il est numériquement plus grand, parce que la valeur en est d'autant moins certaine ou significative. C'est probablement ce que l'on entend dire quand on l'assimile à un *coefficient d'ignorance*, expression qui eut parfois un succès que l'on doit regretter, car elle peut aussi bien encourager et excuser l'ignorance que susciter l'imprudence par présomption. Nous pensons qu'une expression plus appropriée est celle de *coefficient d'imprévision*. En matière d'imprévision, il faut distinguer entre l'*imprévu* prévisible et l'*imprévisible*. En vue de la sécurité effective, il faut éliminer l'imprévu dans toute la mesure du possible. Mais l'insécurité demeure en raison de l'imprévisible et semble de ce fait échapper à toute appréciation. Il faut excepter du coefficient de sécurité l'imprévu exceptionnel, correspondant à des causes naturelles accidentelles, échappant au contrôle humain et à toute probabilité, dont le siège est d'ailleurs en dehors de la construction dont on considère la sécurité. Dans ces conditions, il ne subsiste d'imprévisible par rapport à cette construction que les phénomènes *ignorés* dont il peut être le siège. Abstraction faite du facteur personnel, cette ignorance ne peut exister que s'il s'agit de faits échappant à l'analyse purement rationnelle et dont l'expérience statistique fait défaut.

Ce type d'imprévision existe surtout pour les prototypes, pour les constructions sans précédents. Ces œuvres de pionniers comportent une part de risque dans lequel le facteur

personnel et l'habileté dans l'art joueront un rôle prépondérant. En cas de réussite, la sagesse semble dicter comme ligne de conduite d'observer le comportement des prototypes et de n'y apporter d'autres modifications que celles dont les effets sont prévisibles ou susceptibles de réduire la part d'imprévisible et ainsi de ne pas diminuer mais d'accroître la sécurité déjà constatée. L'observation attentive, dans les moindres détails, que comporte nécessairement l'exécution sérieuse d'un prototype, doit conduire à la réduction de l'imprévisible. Le recours judicieux à l'expérimentation scientifique est susceptible de réduire ou même de supprimer ce qui reste de cet imprévisible.

Ceci peut cependant exiger un jugement plus critique que l'on n'en apporte parfois. Nous avons signalé déjà comment une interprétation trop littérale et hâtive des résultats des expériences sur l'endurance des soudures a conduit à augmenter l'imprévisible d'une manière dont les conséquences ont été graves. C'est ainsi que les premiers ouvrages soudés exécutés en Belgique, avant l'évolution basée sur cette interprétation ⁽¹⁾, n'ont jamais donné lieu à aucun incident en service, tandis que plusieurs des ouvrages ultérieurs se sont effondrés ou ont dû être mis hors service ⁽²⁾.

De notre exposé qui précède, on comprend que l'élément essentiel dont il faut, en vue de la sécurité, supprimer le caractère imprévisible et imprévu, est le retrait, avec tous ses effets complexes, directs et indirects et ses effets sur la résistance et la soudabilité. A notre avis, tout ce qui contribuera à améliorer la connaissance de cet élément bénéficiera directement à la sécurité des constructions soudées. Ceci justifie amplement nos considérations du paragraphe antérieur.

⁽¹⁾ Cf. F. CAMPUS et A. SPOLIANSKY, *Rapport final du premier Congrès de l'A. I. P. C.*, Paris, 1932, pp. 254-259; — M. STORRER et A. SPOLIANSKY, *Le pont tournant du Muide à Gand (L'Ossature métallique)*, Bruxelles, novembre-décembre, 1933); — A. SPOLIANSKY, *Les ponts soudés en Belgique* (3^e volume des Mémoires de l'A. I. P. C., 1935); — F. CAMPUS et A. SPOLIANSKY, *Progrès réalisés de 1932 à 1936 dans l'application de l'acier en Belgique* (Publication préliminaire du deuxième Congrès de l'A. I. P. C., Berlin, 1936).

⁽²⁾ Voir notamment: G. DE CUYPER, *Observations sur les ouvrages exécutés en Belgique* (Publication préliminaire du deuxième Congrès de l'A. I. P. C., Berlin, 1936); — G. MORESSÉE, *Les ponts Vierendeel soudés sur le canal Albert*, Liège, août 1937. Etude dont les conclusions contiennent certains avertissements pessimistes que les accidents ultérieurs ont justifiés; — voir aussi *L'Ossature métallique*, années 1938 et 1939.

Le retrait étant par ailleurs inévitable, les constructions soudées garderont toujours de ce fait un caractère de relative difficulté, impliquant de la part de ceux qui s'en occuperont, à tous les degrés, une compétence, une expérience et une conscience particulières.

En supposant remplies les conditions normales de sécurité de toute construction, qui impliquent une étude préalable consciencieuse selon toutes les règles de l'art et de la science, des matériaux adéquats et de bonne qualité et une exécution correcte, la difficulté inhérente aux constructions soudées exigera dans toutes ces conditions un certain degré de superlatif. En d'autres termes, la construction soudée exige pour sa sécurité une élévation générale du standard de qualité. Cette notion peut être considérée comme établie du point de vue industriel si l'on envisage les efforts déjà faits et les résultats déjà acquis dans la qualification des soudeurs, la qualité des matières premières et les moyens de contrôle. Il n'en est pas moins vrai que la construction soudée exige des ingénieurs d'étude et des constructeurs des connaissances étendues et approfondies, une élaboration soignée et perfectionnée des matériaux, une exécution soignée jusque dans les détails et un contrôle attentif.

Nous avons déjà indiqué au paragraphe 1 l'importance essentielle de l'enseignement professionnel et de la qualification du personnel. Le résultat en doit être la définition et l'observation d'une bonne pratique dont le but est l'élimination de tous les défauts graves de soudure, sources essentielles d'insécurité et d'imprévision. Cette élimination doit être garantie par un contrôle employant les moyens les plus pénétrants et confié à des spécialistes particulièrement qualifiés et consciencieux.

Concernant ce contrôle, nous ne croyons pas avoir à modifier grand-chose à nos conceptions exposées précédemment dans la *R. U. M.* (juin 1938 et juillet 1939), sauf à restreindre la notion des soudures d'importance secondaire ou même tertiaire, tout au moins tant qu'une routine assurée ne sera pas établie à ce sujet. Des facteurs d'insécurité, c'est-à-dire d'imprévision, peuvent exister dans de telles soudures, dont il peut y avoir provisoirement plus d'inconvénients que d'avantages à minimiser le contrôle. Une notion essentielle en matière de sécurité est celle de l'uniformité de sécurité. Une construction périclite toujours ou est du moins exposée à périr par ses points faibles. Une construction très forte partout sauf en un

point particulièrement faible est vicieuse; un coefficient de sécurité moindre bien que suffisant, mais égal partout, doit être considéré comme bien supérieur. Ceci ne vise d'ailleurs pas seulement le contrôle mais aussi, au premier chef, le projet. Cette règle n'est pas propre à la construction soudée, mais générale. Il existe de nombreux exemples de ruptures accidentelles d'ouvrages importants causées par la faiblesse de détails apparemment insignifiants. La construction soudée paraît assez exposée à la méconnaissance de cette règle; elle ne connaît pas de détails insignifiants.

Il est certain qu'en dehors des conditions d'exécution et de contrôle, la sécurité est déterminée essentiellement par le projet, dont l'exécution et le contrôle satisfaisants ne peuvent avoir d'autre effet que d'assurer le coefficient de sécurité adopté par l'auteur, basé sur un degré raisonnable d'imprévu d'exécution. L'auteur du projet devra apprécier exactement les relations entre les actions sollicitantes et la sécurité. D'après l'analyse que nous avons faite de la sécurité, cela correspond à une appréciation exacte des éléments de la sollicitation sur lesquels porte l'imprévision. Nous nous référons à ce que nous avons dit à ce sujet au chapitre III. La partie de la sollicitation qui comporte le moins d'imprévu est la partie variable. L'imprévision et, par conséquent, l'insécurité concernent dans les constructions soudées la partie permanente, surtout en raison des effets du retrait, éventuellement en raison des caractères des produits métallurgiques dont il faut tenir compte (par exemple tensions de laminage).

En considérant comme exclue, en raison du contrôle, la possibilité de défauts graves cachés, de la nature de ceux définis au chapitre III, qui abaissent considérablement la limite d'endurance, même lorsque la partie variable de la sollicitation est faible, le coefficient de sécurité devra, selon l'importance relative de la partie variable de la sollicitation, être rapporté à la limite élastique ou à la limite d'endurance. En raison de ce qui est indiqué ci-dessus, cette importance relative peut être entachée d'une certaine imprévision et devra faire l'objet d'un examen soigneux, qui conduira à rechercher tous les moyens pratiques de diminuer l'imprévision.

C'est en connaissance de cause de ces éléments qu'il faut arriver à éliminer ou circonscrire l'imprévisible ou, du moins, à apprécier s'il est couvert par le coefficient de sécurité. Dans tous les cas où ce résultat ne peut être atteint, la conséquence

est évidente : *il faut recourir à un autre moyen d'assemblage que la soudure*. Le principe « sécurité d'abord » ne peut souffrir d'exception sur ce point.

Mais il n'est nullement certain que l'habileté professionnelle ne permette pas, par l'utilisation ingénieuse de toutes les ressources de la technique, de surmonter ces difficultés. Nous ne pouvons songer à énumérer toutes les possibilités, mais rappelons à titre d'exemple quelques dispositions déjà signalées dans des paragraphes précédents. L'emploi d'aciers de nuance particulièrement douce et ductile pour les pièces d'assemblage particulièrement chargées de soudure, telles que les goussets, n'a rien de plus surprenant que l'emploi dans les constructions rivées d'un métal spécial pour les rivets.

Dans certaines constructions, l'exploitation systématique du retrait pourra éventuellement procurer un réglage des efforts favorable à la sécurité et à l'économie et, par son exécution contrôlée, transformer un élément d'imprévision en une prévision ordonnée. Il y a d'ailleurs lieu de faire à ce sujet une observation importante. L'auteur d'un projet de construction soudée devra être parfaitement informé des moyens d'exécution et tout projet devra être basé sur un programme explicite de réalisation, dont les modifications facultatives ne pourront être admises que d'un commun accord de l'auteur de projet et de l'exécutant. Tout défaut d'entente et de compréhension à ce sujet risque de provoquer de l'imprévision et de l'insécurité. L'aléa accidentel d'exécution, imprévisible par définition, est naturellement en dehors de cette notion et relève essentiellement du domaine de la bonne pratique, encore que la simplicité du programme puisse contribuer à diminuer ses chances.

Les défauts accidentels d'exécution doivent d'ailleurs être dépistés soigneusement par le contrôle et l'auteur du projet doit pouvoir compter raisonnablement sur l'efficacité du contrôle. Celui-ci doit être tel qu'il garantisse au moins contre tout défaut grave de la nature de ceux définis au chapitre III, qui abaissent la limite maximum d'endurance à des valeurs très faibles, de l'ordre de 10 à 12 kg/mm², même lorsque la partie variable de la sollicitation est très faible.

Les sollicitations dans toutes les phases d'exécution doivent être prises en considération autant que celles du service normal. Nous ne pourrions assez mettre en garde contre un recours, trop complaisant à ce point de vue, à la notion ambiguë d'*adaptation*. Cette notion considérée d'un point de vue

trop général et facile est fallacieuse. Bien loin de contribuer à la sécurité, si son effet n'est pas étudié avec une précision chiffrée, c'est un élément *d'imprévision* et dès lors nullement conforme à la notion saine de la sécurité. Si l'on spéculait sur l'adaptation, le vrai concept de la sécurité exige qu'on l'étudie d'une manière précise. Cela est parfaitement praticable. La théorie des systèmes hyperstatiques élastiques établit l'adaptation élastique, en vertu de laquelle les éléments les plus rigides de la construction prennent une plus grande part de la sollicitation. Il faut donc calculer les systèmes hyperstatiques comme tels, notamment tenir compte de la rigidité habituelle des nœuds soudés.

En dehors de l'élasticité, les déformations plastiques peuvent entraîner des *redistributions* ⁽¹⁾ favorables des sollicitations, en limitant les contraintes des éléments surchargés. Mais tous les auteurs traitant de ces questions insistent que cela n'est plausible que s'il existe d'autres éléments assez résistants que pour subir les surcharges qui en résultent sans déformations permanentes, en restant élastiques, et que s'il n'y a pas variation répétée et caractérisée des efforts. Il faut donc de toute évidence contrôler que ces deux conditions soient réalisées. En outre, la conception la plus saine de la sécurité suggère que les constructions soient éventuellement entièrement vérifiées du point de vue de cette adaptation plastique, par des méthodes dont l'usage, pour être plus récent, ne soulève pas plus de difficultés que les méthodes de calcul de l'élasticité.

Compter sur l'adaptation plastique pour l'élimination ou la minimisation des tensions directes et indirectes de soudure, des tensions de laminage, etc., est une illusion pernicieuse. Si notre avis sur ce point ne présente pas assez de poids, nous renvoyons à la conclusion formelle des compilateurs américains Spraragen et Clausen (chap. II, *op. cit.*). L'adaptation plastique ne peut avoir en cette matière d'autres effets que de limiter le complexe de toutes ces tensions à la condition de plasticité, c'est-à-dire à la valeur élastique limite de la tension tangen-

(1) Les Anglo-Saxons désignent par *redistribution des efforts* les conséquences mécaniques des déformations plastiques sur l'équilibre interne. Cette terminologie nous paraît plus précise et plus adéquate que celle d'*adaptation*, dont le sens ordinaire prête à confusion. De même, le phénomène d'adaptation élastique s'appellerait plus avantageusement *distribution des efforts*.

tielle critique $t_c = \frac{\sqrt{2} Re}{3}$ ou, dans certains cas de sollicitation, à la limite apparente d'élasticité Re . Tout au plus, comme il s'agit de phénomènes de longue durée, peut-on admettre que ces facteurs limites pourraient être considérés avec la valeur minimum correspondant à une mise en charge infiniment lente. La diminution de valeur correspondante semble devoir affecter relativement moins les aciers les plus doux que des aciers à limite apparente ordinaire d'élasticité plus élevée.

Le sens commun suffit à établir l'impossibilité de la disparition spontanée des autotensions, car cette propriété aurait comme conséquence que la déformation de toutes les constructions en acier devrait croître sans limite, comme celle d'un bâton de poix ou de bitume disposé sur deux appuis. Un fil d'acier servant d'étalon de mesure pour un extensomètre acoustique est resté tendu pendant 10 ans à la tension de 32 kg/mm^2 sans aucune modification, ce qui a été vérifié par le test très sensible de l'invariance de la hauteur du son de ce fil.

Un barreau d'acier de 1 mètre de longueur (limite élastique : $23,25 \text{ kg/mm}^2$) écroui par allongement de 20 % (38 kg/mm^2) a été ensuite maintenu en observation avec un micromètre dans une chambre thermostatique. Les changements de longueur observés par M. Dantinne ont été les suivants :

Raccourcissement de 0 mm 01 pendant les 15 premières heures ;

Raccourcissement de 0 mm 015 (total) après 4 jours ;

Longueur constante pendant 19 jours.

La variation de longueur a donc été de 15×10^{-6} pendant les premiers temps; on ne peut affirmer qu'elle ne provient pas de la mise en équilibre de température. La variation de tension correspondante n'est que de l'ordre de $0,3 \text{ kg/mm}^2$.

On peut trouver une autre indication sur l'absence d'action générale de l'adaptation plastique dans le fait que toutes les expériences ont montré que les tensions de soudure étaient sans effet sur la résistance au flambage, phénomène dans lequel l'adaptation plastique serait d'ailleurs dangereuse.

Il est certain qu'en dessous de la limite d'élasticité *permanente*, il n'existe pas d'adaptation plastique ni de résorption des tensions. L'idée est cependant assez répandue, éventuellement basée sur quelques apparences. Nous avons, par

exemple, entendu ce qui suit. Il s'agissait de navires soudés. On disait que ces bateaux, à l'origine « bourrés » de tensions de soudure, en étaient exempts après leur premier voyage. On reconnaissait n'avoir d'ailleurs à ce sujet aucune donnée précise ou mesurée; il s'agissait d'une impression, presque d'une manière de s'exprimer. Cependant, la chose est plausible. Un navire est une construction appelée à juste titre une *coque*; c'est une construction très déformable. Il est assez connu qu'une telle construction s'adapte, c'est-à-dire se déforme quelque peu pour tendre vers un état stable, pendant les premiers temps de service, sous l'effet des lames, du chargement, des vibrations, etc. Il est possible que les bateaux soudés dont il s'agit aient pu se déformer de la sorte au cours de leurs premiers voyages de telle manière que les déformations élastiques et éventuellement même quelques déformations permanentes de soudure aient pu être compensées. La résorption des tensions aura donc pu s'opérer dans une certaine mesure conditionnée par la souplesse, c'est-à-dire la possibilité, la liberté de déformation adéquate.

Nous pensons qu'il y aura toujours avantage dans les constructions soudées à concilier une rigidité d'ensemble suffisante, assurée par un choix convenable des dimensions principales, avec une déformabilité ou souplesse élémentaire convenable, obtenue par la disposition des éléments. C'est précisément la disposition qui correspond en général au minimum des effets du retrait.

Signalons encore, en matière de prévision ou d'imprévision, la nécessité d'être très circonspect en ce qui concerne des superpositions jugées compensatoires et favorables de sollicitations extérieures et de tensions de retrait, par exemple dans les pièces comprimées. Les tensions directes de soudure n'ont qu'un effet local qui, en raison de leur caractère complexe, peut d'ailleurs être défavorable. C'est le cas des tensions transversales associées à des compressions longitudinales. Les tensions indirectes n'auront d'effet appréciable que si les pièces sont assez courtes. Si dans ce cas elles sont très fortes, les effets permanents et variables des sollicitations extérieures peuvent être d'importance subordonnée et des fissures ou ruptures de retrait peuvent parfaitement se produire dans des pièces réputées comprimées d'après le calcul, qui est une opération qui n'a rien de spécifique en matière de construction soudée. Nous avons connu des exemples de telles fissures dans des constructions qui ont subi des accidents.

ANNEXE

(voir chap. IV, § 4)

Sollicitation d'une pièce droite à section rectangulaire par traction excentrique (flexion plane composée)

Désignons par e l'épaisseur de la pièce, par b sa largeur, par F la valeur de l'effort normal de traction agissant dans le plan de symétrie de la section dans le sens de la largeur b , enfin par a l'excentricité de cette force par rapport au centre de la section.

1° Dans les limites de l'élasticité, on sait que (fig. 111)

$$\sigma = \frac{F(6a + b)}{eb^2}, \quad \sigma' = -\frac{F(6a - b)}{eb^2}$$

$$\frac{\sigma}{\sigma'} = -\frac{b - v'}{v'} = -\frac{6a + b}{6a - b}, \quad \text{d'où } v' = b \left(\frac{1}{2} - \frac{b}{12a} \right).$$

La position de l'axe neutre est indépendante de F et ne dépend que de l'excentricité. Les dilatations des fibres extrêmes sont $\frac{\sigma}{E}$ et $\frac{\sigma'}{E}$.

D'où la courbure de flexion

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\sigma}{E(b - v')} = -\frac{\sigma'}{Ev'} = \frac{12Fa}{Eeb^3}.$$

La limite élastique est atteinte lorsque

$$F = F_e = \frac{eb^2\sigma_e}{6a + b}.$$

La valeur correspondante de σ' est $-\sigma_e \frac{6a - b}{6a + b}$

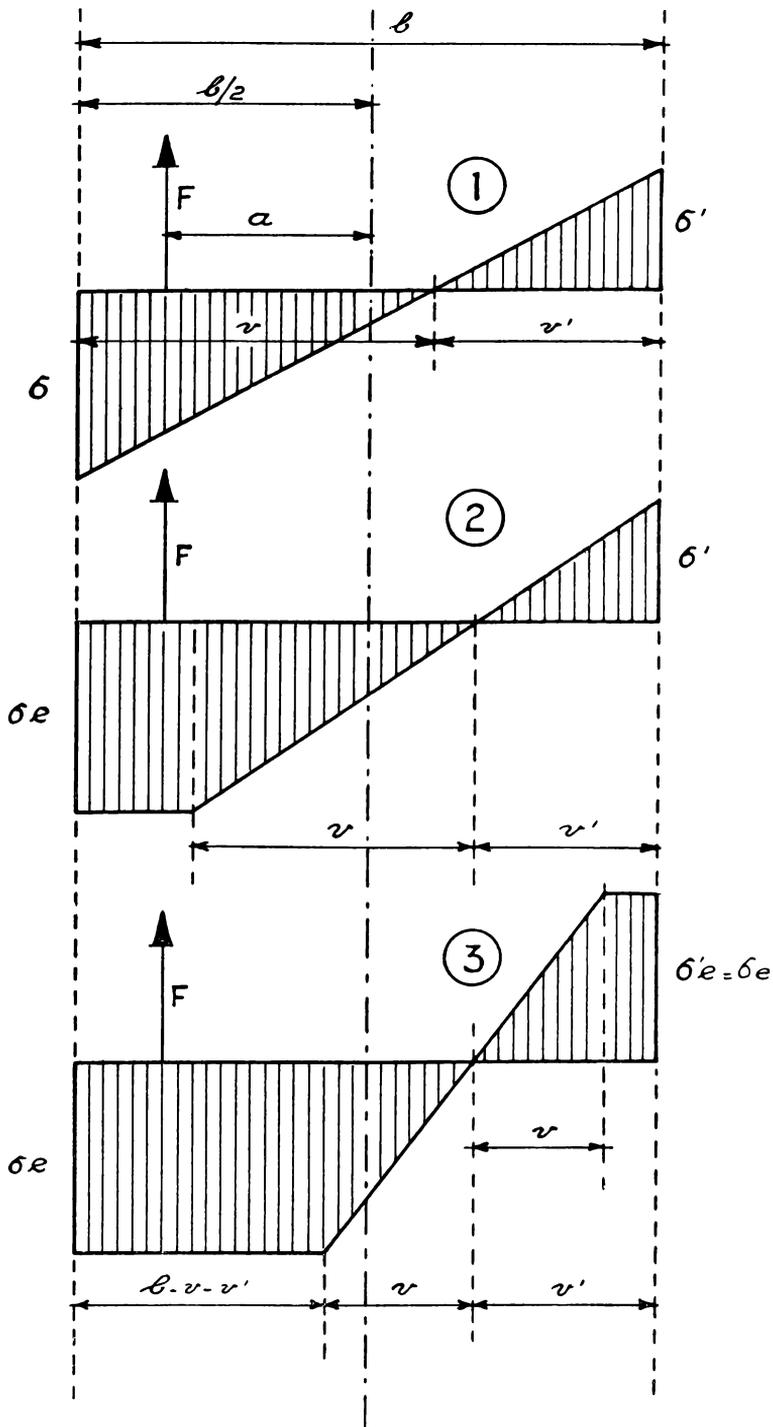


FIG. 111.

2° $F > F_e$, mais $|\sigma'| < |\sigma_e'|$. Nous admettrons, comme il est d'usage $|\sigma_e'| = \sigma_e$. Donc $v' < v$. Une partie de la zone de traction est en régime de déformation plastique. On a, en admettant que les sections déformées restent planes, $\frac{\sigma_e}{\sigma'} = -\frac{v}{v'}$ (fig. 111)

$$F = \frac{e\sigma_e}{2v} [2bv - (v + v')^2]$$

$$Fa = \frac{e\sigma_e}{2v} (v + v')^2 \left(\frac{b}{2} - \frac{v + v'}{3} \right)$$

On en déduit :

$$v + v' = \frac{3 \left[\frac{b^2}{2} - \frac{F}{e\sigma_e} \left(a + \frac{b}{2} \right) \right]}{b - \frac{F}{e\sigma_e}}$$

La zone élastique diminue lorsque F augmente.

$$v = \frac{9 \left[\frac{b^2}{2} - \frac{F}{e\sigma_e} \left(a + \frac{b}{2} \right) \right]^2}{2 \left(b - \frac{F}{e\sigma_e} \right)^3}$$

$$v' = \frac{3 \left[\frac{b^2}{2} - \frac{F}{e\sigma_e} \left(a + \frac{b}{2} \right) \right] \left[\frac{b^2}{2} + \frac{F}{e\sigma_e} \left(\frac{2F}{e\sigma_e} + 3a - \frac{5b}{2} \right) \right]}{2 \left(b - \frac{F}{e\sigma_e} \right)^3}$$

La position de l'axe neutre dépend de F et de a

$$\sigma' = -\sigma_e \frac{v'}{v} = -\frac{\sigma_e}{3} \frac{\frac{b^2}{2} + \frac{F}{e\sigma_e} \left(\frac{2F}{e\sigma_e} + 3a - \frac{5b}{2} \right)}{\frac{b^2}{2} - \frac{F}{e\sigma_e} \left(\frac{b}{2} + a \right)}$$

Si l'on égale $v + v'$ à b, on trouve $F = F_e$.

σ' atteint la valeur $\sigma_e' = -\sigma_e$ lorsque $v' = v$, d'où :

$$2 \left(\frac{F}{e\sigma_e} \right)^2 + (6a - b) \frac{F}{e\sigma_e} - b^2 = 0$$

$$\frac{F}{e\sigma_e} = -\frac{6a - b}{4} + \frac{1}{4} \sqrt{36a^2 - 12ab + 9b^2} = \frac{F_1}{e\sigma_e}$$

Les dilatations des fibres extrêmes sont $\frac{\sigma_e b - v'}{E} \frac{\sigma'}{v}$ et $\frac{\sigma'}{E}$,
 d'où $\frac{1}{\rho} = \frac{\sigma'}{E v'}$ (si la courbure est suffisamment faible).

3° Si $F > F_1$, l'état plastique se développe aussi dans la zone comprimée (fig. 111). On a : $F = e \sigma_e (b - 2 v')$

$$F a = e \sigma_e \left[(b - v - v') \left(\frac{v + v'}{2} \right) + \frac{2 v^2}{3} + (v' - v) \left(\frac{b}{2} - \frac{v' - v}{2} \right) \right]$$

d'où $v' = \frac{b - \frac{F}{e \sigma_e}}{2}$. La position de l'axe neutre ne dépend que de F et est indépendante de l'excentricité (seulement F est plus grand que F_1 , qui dépend de a)

$$v = \sqrt{\frac{3}{4} \left(b - \frac{F}{e \sigma_e} \right) \left(b + \frac{F}{e \sigma_e} \right) - \frac{3 F a}{e \sigma_e}}$$

La zone élastique diminue lorsque F augmente.

Si l'on pose $v = v'$, on retrouve la condition $F = F_1$.

Les dilatations des fibres extrêmes sont

$$\frac{\sigma_e b - v - v'}{E} \frac{\sigma_e v'}{v} \text{ et } \frac{\sigma_e v'}{e v}; \quad \frac{1}{\rho} = \frac{\sigma_e}{E v}$$

(pour autant que la courbure soit suffisamment faible encore).

La valeur limite de F est atteinte lorsque $v = 0$ (les dilatations aux deux arêtes seraient infinies, mais l'invariabilité des sections planes ne peut plus être envisagée).

Alors

$$F = F_2 = e \sigma_e (\sqrt{4 a^2 + b^2} - 2 a)$$

$$v'_{\min} = a + \frac{b}{2} - \sqrt{a^2 + \frac{b^2}{4}} = b \left(\frac{1}{2} + \frac{a}{b} - \sqrt{\frac{a^2}{b^2} + \frac{1}{4}} \right).$$

Cette limite de F ne peut atteindre la valeur $e b \sigma_e$ que si $v' = 0$ et $a = 0$, c'est-à-dire en cas de traction simple.

La variation de F_e , F_1 et F_2 en fonction de l'excentricité peut être représentée par les fonctions

$$f(e) = \frac{F_e}{e b \sigma_e} = \frac{1}{6 \frac{a}{b} + 1},$$

$$f(1) = \frac{F_1}{e b \sigma_e} = \sqrt{\frac{9 a^2}{4 b^2} - \frac{3 a}{4 b} + \frac{9}{16}} - \left(\frac{3 a}{2 b} - \frac{1}{4} \right).$$

$$f(2) = \frac{F_2}{eb\sigma_e} = \sqrt{\frac{4a^2}{b^2} + 1} - \frac{2a}{b}$$

$\frac{a}{b} = 0$	$\frac{1}{12}$	$\frac{1}{6}$	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{3}$	$\frac{1}{2}$	1	2
$f(e) = 1$	0,667	0,500	0,400	0,333	0,250	0,143	0,077
$f(1) = 1$	0,843	0,707	0,593	0,500	0,366	0,186	0,089
$f(2) = 1$	0,847	0,720	0,618	0,535	0,414	0,236	0,123.

La position de la fibre neutre varie peu en fonction de F , a étant supposé constant. Par exemple, pour $\frac{a}{b} = \frac{1}{2}$, valeur adoptée pour nos expériences (chap. iv, § 4), en régime élastique $\frac{v'}{b} = 0,333$, et en régime totalement plastique $\frac{v'_{\min}}{b} = 0,293$.

Les calculs précédents considèrent une excentricité indépendante de la charge. En réalité, dès l'origine de la sollicitation, même élastique, des éprouvettes du type qui ont été essayées, la flexion fait varier l'excentricité dans toutes les sections. Dans les limites de flexion assez faible pour que a puisse être considéré comme constant aux deux articulations d'extrémité (fig. 112), on a pour des éprouvettes prismatiques :

$$EI y'' = F(a + y),$$

d'où

$$y = Ae^{\sqrt{\frac{F}{EI}}x} + Be^{-\sqrt{\frac{F}{EI}}x} - a.$$

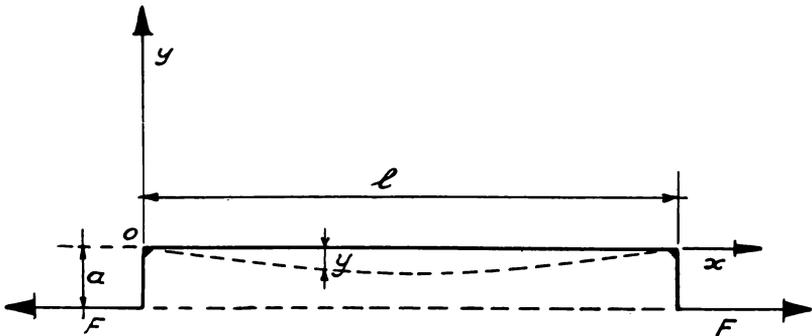


FIG. 112.

Les conditions aux limites sont $y=0$ pour $x=0$ et $x=l$ (longueur entre articulations de l'éprouvette), on obtient finalement :

$$y = a \left[\frac{1 - e^{-\sqrt{\frac{F}{EI}} l}}{e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} l} - e^{-\sqrt{\frac{F}{EI}} l}} e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} x} + \frac{e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} l} - 1}{e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} l} - e^{-\sqrt{\frac{F}{EI}} l}} e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} x} - 1 \right].$$

Cette flèche est maximum dans la section médiane

$$y_{\max} = a \left[2 \frac{e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} \frac{l}{2}} - e^{-\sqrt{\frac{F}{EI}} \frac{l}{2}}}{e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} l} - e^{-\sqrt{\frac{F}{EI}} l}} - 1 \right].$$

Le moment dans la section médiane est

$$M_{\min} = 2Fa \frac{e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} \frac{l}{2}} - e^{-\sqrt{\frac{F}{EI}} \frac{l}{2}}}{e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} l} - e^{-\sqrt{\frac{F}{EI}} l}} = \frac{2Fa}{e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} \frac{l}{2}} \left(1 + \frac{1}{e^{\sqrt{\frac{F}{EI}} l}} \right)} > 0.$$

Ces équations ne sont valables que pour les très faibles déformations. Si celles-ci sont quelque peu accusées, les consoles transmettant l'effort de traction aux extrémités subissent une rotation et a diminue à mesure que la flexion augmente. Ce phénomène se manifeste dès la période élastique. En période de déformation plastique, il s'accuse encore davantage. La sollicitation de la section médiane tend vers la traction simple, compliquée éventuellement par la courbure appréciable de l'éprouvette, selon son élancement. Vers les extrémités, l'excentricité conserve ses plus grandes valeurs, d'ailleurs réduites par la rotation des consoles. D'autre part, l'effort de traction devient oblique par rapport aux sections transversales et donne naissance à une composante tangentielle. La voie analytique cesse d'être praticable pour l'étude du phénomène; il faut se référer à l'expérience.

Il est normal que la rupture se produise au raccord des têtes. Cependant, si l'éprouvette n'est pas trop rigide, elle s'amorce aussi au milieu, en traction simple (fig. 89 et 90). On remarque d'ailleurs que la tension moyenne de rupture est, dans ce cas, du même ordre de grandeur que la résistance à la traction simple. Les expériences montrent que le raccord aux têtes est cependant la section la plus exposée à se rompre et qu'elle est très sensible aux discontinuités (cordon longitudinal de soudure sur la face tendue), en raison des surtensions qui en résultent et qui abaissent considérablement la charge de rupture et la déformation d'ensemble.

POSTFACE

§ 1. Introduction

Les six chapitres de cet ouvrage reproduisent le texte des conférences prononcées au début de 1944.

S'ils peuvent paraître contenir quelques longueurs, quelques répétitions, si l'illustration peut paraître abondante, que le lecteur veuille bien n'y voir que l'effet de notre intention de mettre à sa disposition des éléments suffisants pour lui permettre de se former une opinion aussi objective que possible et, le cas échéant, de confronter avec les nôtres les résultats de ses propres observations et expériences. Ceci exige un certain détail. Il nous a semblé qu'il serait peu fructueux, dans cette matière complexe, de communiquer sommairement quelques résultats. Nous en avons jugé ainsi en raison de l'insatisfaction que nous avons trop souvent éprouvée de la lecture de communications sommaires, qui ne permettaient pas la critique des conclusions ou des résultats. Nous n'avons retiré que peu de bénéfice de telles lectures. Bien loin de nous permettre de nous former une conviction, elles ont souvent éveillé en nous le doute, parfois la présomption d'une erreur, le plus souvent de principe. Ce qui nous a conduit à formuler un certain nombre de réserves, à côté de critiques nettes d'erreurs de méthodes ou de conceptions bien établies par nos propres expériences. L'expérimentation n'est pas une fin en soi quand elle est destinée à l'application. Mais il est difficile de communiquer les résultats de l'expérience. L'expérimentateur doit avoir, sous ce rapport, conscience de sa responsabilité vis-à-vis des praticiens, surtout lorsque ceux-ci sont avides de résultats, comme c'est le cas dans une technique nouvelle. La discussion et la critique doivent être suffisantes, mais encore plus l'exposé précis des faits qui conditionnent les résultats. Les procès-verbaux sèchement descriptifs de tous les essais que nous avons pu effectuer, accompagnés de leurs diagrammes, relevés et photos, formeraient un ouvrage plu-

sieurs fois plus volumineux que celui que nous offrons au lecteur. En dépit de sa longueur relative, il n'en contient que la quintessence. L'illustration aussi se borne à un choix parmi les documents dont la projection étayait nos conférences et qui, eux-mêmes, n'étaient qu'une faible partie de ceux dont nous disposons.

Notre travail n'était pas terminé; nous devons le compléter en ce qui concerne le retrait et ses divers effets et le poursuivre en ce qui concernait l'étude analytique de la résistance des soudures, notamment au sujet des ruptures sans striction et de l'endurance. Malheureusement, nos laboratoires ont été ravagés par la guerre en mai 1944, quelques semaines à peine après notre dernière conférence. Interrompus entièrement pendant une année, nos essais ont depuis été poursuivis dans des conditions très difficiles et ils devront continuer encore pendant quelque temps.

La publication de nos conférences a été différée en raison des mêmes circonstances et a souffert un retard de plus de deux années. Nous ne pensons pas que nos résultats soient surannés de ce fait. Nous en jugeons ainsi d'après la connaissance que nous avons pu avoir des travaux accomplis de 1939 à 1946 dans les pays alliés. A défaut de pouvoir ajouter de nouveaux résultats à ceux que nous avons exposés en 1944, il nous a paru intéressant de les confronter avec ce que nous avons pu apprendre au sujet de l'état de la question aux Etats-Unis d'Amérique. Nous nous bornons toujours au domaine de la soudure à l'arc électrique.

Les années de la guerre semblent avoir été caractérisées, surtout aux Etats-Unis d'Amérique, par un développement prodigieux des applications de la soudure aux fabrications de guerre plutôt que par des progrès fondamentaux. Comme avant la guerre dans certains pays européens, une activité plus scientifique s'est établie après des accidents impressionnants et répétés, dont les objets ont été les bateaux soudés. Il y a eu une activité de normalisation, concernant notamment les électrodes, à un moindre degré les aciers de base, et aussi concernant l'exécution et l'inspection (plutôt que le contrôle), sous forme de codes de bonne pratique. Il y a eu aussi des commissions et des rapports d'enquêtes, qui relatent des études très spéciales relatives à la sollicitation réelle, mesurée, des bateaux et à l'amélioration de détails constructifs, destinée à diminuer les chances de rupture. Si l'on songe que ces travaux se situent

de 1943 à 1945, alors que la victoire dépendait de la construction rapide de navires, on ne peut être surpris que ces travaux revêtent un caractère de nécessité plus que de principe et n'épuisent pas la question : on a couru au plus pressé et l'on n'a pas eu le temps de la concentration de pensée nécessaire. S'il n'est pas douteux que beaucoup de résultats ont été atteints, il n'est pas moins probable que beaucoup de conclusions ou d'opinions ne sont que provisoires. De nouvelles nécessités obligeront d'ailleurs à les revoir, car il est certain que la conception de la sécurité de la navigation maritime commerciale en temps de paix diffère totalement de ce qu'elle est en temps de guerre. Les applications de la soudure devront aussi se reporter vers d'autres objets : réservoirs, charpentes, ponts. Or, à l'exception des réservoirs, le développement de la soudure dans ces domaines a plutôt été arrêté par la guerre. De telle sorte que, abstraction faite du développement considérable du matériel de soudure et de la main-d'œuvre, d'ailleurs effectué dans des conditions de guerre qui doivent entraîner assez bien de déchet, les Etats-Unis ne semblent pas, au point de vue des applications de paix de la soudure à l'arc électrique, se trouver dans des conditions très différentes des pays européens.

§ 2. Accidents survenus aux cargos soudés

Des rumeurs exagérées ont circulé en Europe au sujet des accidents survenus aux « Liberty » et « Victory Ships » soudés. J'extraits du deuxième rapport provisoire de la Commission d'enquête (1^{er} mai 1945) les renseignements suivants :

	au 1 ^{er} -4-44	au 1 ^{er} -2-45
Nombre total de navires lancés	2.993	4.063
Nombre total de ces navires qui ont éprouvé des avaries	432	722
Nombre total de cassures	572	1.045
Nombre total de ruptures potentielle-ment sérieuses	95	102
Nombre total de cas de rupture complète du pont de résistance	20	23

Ceci montre l'efficacité des mesures provisoires, suffisante pour le temps de guerre.

Des 23 navires entièrement rompus au 1^{er} février 1945, 5 seulement ont dû être abandonnés; tous les autres ont été réparés ou renfloués. L'un de ces bateaux, le *Joel R. Poinsett*, se brisa en deux et l'avant coula. Mais l'arrière put gagner le port de Halifax après 17 jours de remorquage. La publication de ce rapport d'enquête fait justice de bruits tendancieux et justifie le choix de la soudure pour la construction des navires en temps de guerre, où le risque limité que constitue la perte d'un bâtiment ne peut prévaloir sur la poursuite du but général : avoir le plus de vaisseaux à flot dans un délai donné. Mais en temps de paix, la perte d'un navire avec sa cargaison n'est plus un détail. L'amélioration constatée en dix mois par le deuxième rapport provisoire a été obtenue par l'application des mesures proposées par le premier rapport provisoire du 3 juin 1944, à la suite duquel il ne s'est plus produit aucune perte totale jusqu'à la date du deuxième rapport. Ces mesures ne concernaient pas le métal de base, mais les électrodes ont été normalisées quant à leurs qualités, leur contrôle et leur usage. Les plans, reconnus satisfaisants dans l'ensemble au point de vue de la résistance, ont été considérablement améliorés dans des détails importants au point de vue des ruptures des bateaux soudés, surtout le renforcement des angles droits des écoutilles. Des plaques de renfort ont été soudées sur les tôles de pont près de ces angles, qui ont de plus été renforcés par des goussets en arc de cercle ⁽¹⁾. Beaucoup de fractures avaient eu comme points de départ ces angles droits. Le deuxième rapport indique que toutes les nouvelles fractures étudiées en détail après la publication du premier rapport ont eu comme origine des discontinuités de détails du plan ou des défauts de soudure agissant comme des entailles.

(¹) Ceci confirme nos propres travaux et publications sur les goussets courbes des constructions soudées. Cf. *Etudes et essais relatifs aux nœuds de charpentes* (R. U. M., 1^{er} et 15 janvier, 1^{er} février 1933); — *Nœuds rigides de charpentes métalliques continues* (Publication préliminaire du deuxième Congrès international des Ponts et Charpentes, Berlin, 1936); — *Nouveaux essais sur modèle de nœuds rigides* (*L'Ossature métallique*, mars et avril 1940); — *Rapport préliminaire concernant les essais effectués sur modèles à trois dimensions de nœuds rigides soudés* (R. U. M., mai 1943).

Les goussets courbes à raccordement tangentiel du pont-rail en treillis triangulé soudé des Joncherolles, près de Paris, et les goussets de forme analogue des poutres d'essai triangulées soudées du professeur Roß (Zurich) sont en accord avec nos conclusions et recommandations.

L'exécution a fait l'objet d'enquêtes dans les chantiers, portant sur les méthodes et la qualité de la main-d'œuvre. Un effort d'éducation professionnelle a été fait.

Des dispositions précises ont été édictées après étude pour le lestage des navires.

A de rares exceptions près, les accidents se sont produits par gros temps et dans des eaux froides, par temps froid ou relativement froid.

Des investigations plus spécifiques ont été entreprises; elles seront considérées plus loin.

Signalons aussi que l'on a réservé dans les ponts et à la jonction des ponts et des murailles, parfois dans les murailles mêmes, des joints rivés longitudinaux, destinés à arrêter la propagation des cassures transversales. Le rapport déclare que leur efficacité ne peut pas encore être affirmée. A titre d'exemple de la nécessité de la mise au point de tous les détails d'une construction soudée, signalons que les soudures bout à bout des quilles de roulis ont souvent été le point de départ de cassures. Pour y remédier, on a foré des trous dans les joints existants près des tôles et séparé ces joints des tôles par des échancrures pratiquées dans les quilles pour les nouvelles constructions.

§ 3. Effets globaux du retrait

(voir chap. 1^{er})

De renseignements obtenus des Etats-Unis d'Amérique, il résulte qu'il n'existe pas dans ce pays de documentation générale permettant d'établir des règles précises, notamment en vue de la prévision du retrait. L'insuffisance de la littérature sur ce sujet y a aussi été reconnue. Les constructeurs se réfèrent à leur pratique d'atelier. La situation actuelle aux Etats-Unis d'Amérique confirme entièrement, nous semble-t-il, notre dessein, nos observations et nos conclusions sur ce sujet, dont l'importance pratique est reconnue là-bas. Elle justifie aussi nos propositions du chapitre VI, § 1 concernant la nécessité d'une ample statistique industrielle sur le retrait.

§ 4. Déformations et tensions

(voir chap. II)

L'état de leur connaissance reste, nous semble-t-il, aussi insatisfaisant aux Etats-Unis d'Amérique que sur le continent

européen, en dépit d'importants progrès. L'impression générale est la suivante : Le succès d'un instrument de mesure de déformations et de tensions, l'« electric strain gage », a conduit à éliminer, dans les recherches et les publications, toute confusion entre déformations et tensions et à répandre des notions correctes sur les relations entre ces deux éléments dans les divers états de sollicitation élastique. De nombreuses études ont été publiées sur ces relations; des abaques et des appareils mécaniques ont été réalisés pour remplacer les méthodes graphiques classiques du diagramme du cercle. Une société scientifique a été fondée dont l'objet est l'élasticimétrie. Les méthodes de mesure des tensions résiduelles de soudure sont appliquées de manière correcte, le plus souvent par trépanation.

Sur ces points, l'état de la technique américaine des mesures de déformations et de tensions de soudure a atteint un haut degré de perfectionnement théorique et pratique. On ne rencontrerait probablement plus dans la littérature américaine sur ce sujet les incorrections fondamentales relatées dans une publication européenne récente ⁽¹⁾.

Ces incorrections sont relatives d'une part à l'emploi pour mesurer des déformations *pendant l'opération de la soudure*, d'un type d'extensomètre qui ne convient pas à cet usage, parce qu'il demande, pour donner des résultats assurés, la répétition des mesures, qui n'est pas possible dans le cas envisagé. D'autre part, la disposition des appareils est telle qu'en état de tension plan, elle ne mesure qu'une déformation en un point et ne permet donc d'en déduire aucune indication certaine quant à la distribution des tensions en ce point et à leur grandeur. La discrétion très vague dans laquelle l'auteur se confine quant aux résultats des mesures en question appelle entièrement les réserves générales que nous avons exprimées au chapitre II sur l'incorrection de mesures de cette nature.

Le perfectionnement récent de la technique américaine de mesure des déformations et des tensions de soudure n'a cependant pas permis de surmonter la difficulté générale, inhérente à la nature de la question, que toutes les mesures faites constituent encore un ensemble de cas particuliers, trop peu nombreux pour établir des règles quelque peu générales quant à la distribution et l'importance des déformations et surtout des

⁽¹⁾ O. BONDY, *Les portiques rigides dans les bâtiments industriels (L'Ossature métallique, n° 1-2, janv.-févr. 1946)*.

tensions de soudure, encore moins quant à leur prévision. Il est possible que leur répétition systématique permette, au bout de nombreuses années, une connaissance statistique générale d'une précision appréciable, mais cela reste problématique. Entre temps, et c'est en cela que la connaissance de la question reste généralement insatisfaisante, les praticiens continuent à être réduits à *spéculer* sur les déformations et les tensions d'une manière purement impressionniste, qui offre peu de certitude et peut même les induire en erreur.

Une étude très intéressante et très critique a été publiée par M. W.-V. Bassett dans le bulletin n° 134 de mai 1945 de l'A. S. T. M. sous le titre : *Practical Electric Resistance Strain Gage Procedures for Structural Tests on Ships*. L'auteur discute les conditions d'emploi du « strain-gage » pour les essais de longue durée. Des précautions très attentives doivent être prises pour l'imperméabilisation, les changements de température et les connections. Des erreurs de plus de 1 kg/mm^2 résultent aisément de faibles défauts ou variations de ces éléments, ce qui est très important eu égard à la grande sensibilité de l'appareil. La question de la fixation a aussi une grande importance, surtout pour les essais de longue durée, à cause des possibilités de retrait du ciment résineux. Quand il s'agit de mesurer des tensions de soudure pendant l'opération, les « strain-gages » ne peuvent être placés à moins de 22 cm 5 (9 pouces) de la soudure, à cause de l'élévation de température. En cas de trépanation, l'appareil étant fixé après refroidissement, on est exonéré de cette limitation et des difficultés de l'essai de longue durée, mais la mesure indique, outre les tensions de soudure, éventuellement d'autres tensions préexistantes. M. Bassett rend compte de la mesure de tensions directes de soudures bout à bout dans des tôles de pont et de coque de navires. Les résultats concordent dans les grandes lignes avec ceux antérieurement connus et indiqués au chapitre II. Des tensions longitudinales de l'ordre de 15 kg/mm^2 sont relevées à 7 cm 5 de l'axe de la soudure. La dispersion des mesures atteint jusqu'à environ 2 kg/mm^2 . Des mesures analogues ont été faites au voisinage d'une soudure transversale complète de coque, sur un modèle à grande échelle. Avec une précision d'environ $0,7 \text{ kg/mm}^2$, des tensions plutôt faibles ont été relevées, dont le maximum ne dépasse pas 7 kg/mm^2 en traction dans le sens longitudinal. Une remarque importante est que l'ordre d'exécution des soudures influe sur la répartition des

tensions mais non sur leur valeur maximum. Elle est confirmée par d'autres spécialistes et par le deuxième rapport provisoire de la Commission d'enquête (1^{er} mai 1945). Ce rapport indique qu'il ne faut d'ailleurs pas conclure de là qu'il ne convient pas de choisir un ordre d'exécution favorable des soudures pour éviter des fissures et déformations. Il signale aussi que les tensions de soudure pourraient être à peu près diminuées de 50 % en réalisant les joints par des « blocs » de moins de 12 cm 5 (5 pouces) de longueur, refroidis à moins de 41° C avant la confection des suivants. M. Bassett conclut que, moyennant des précautions d'emploi appropriées, le « strain-gage » peut donner d'excellents résultats. Cette conclusion est très convaincante et il semble que l'appareil pourra rendre de grands services pour l'étude des tensions directes de soudure, notamment par trépanation, et aussi pour les tensions indirectes.

§ 5. Résistance et endurance des soudures

(voir chap. III)

Nous n'avons pas trouvé dans la documentation américaine de compléments ou de corrections à nos indications du chapitre III. Aux Etats-Unis d'Amérique comme en Europe, les résultats des essais de fatigue entre une tension nulle et un maximum ou entre tensions égales et de signes contraires ont donné la faveur aux soudures bout à bout et aux soudures en K, sans solution de continuité, pour les assemblages normaux. Il semble probable cependant que les Américains aient déjà reconnu la signification des essais de fatigue du type à écart constant de tension, défini et discuté au chapitre III, qui conduisent à des taux d'endurance se rapprochant de la résistance statique et atténuent les différences entre les différents types de soudures, lorsqu'elles sont exemptes de défauts graves.

§ 6. Ruptures sans striction

(voir chap. IV)

Les ruptures observées sur les bateaux soudés aux Etats-Unis d'Amérique ont les mêmes apparences que celles dont il est question au chapitre IV et observées sur des ouvrages européens. Les Américains les appellent « brittle » c'est-à-dire « fragiles » et les opposent, comme on a fait en Europe, fondamen-

talement à la propriété de ductilité. Nous avons montré que les deux états peuvent exister dans une même cassure. D'après le deuxième rapport provisoire de la Commission d'enquête (1^{er} mai 1945), les Américains ont porté une grande attention sur la variation de la résilience de l'acier de base en fonction de la température. La zone de température de diminution rapide de la résilience est fortement influencée par le calmage de l'acier, ce qui est connu. Ils ont aussi rompu par traction des tubes en tension biaxiale et ont obtenu ainsi, à des tensions inférieures aux tensions de rupture uniaxiales, des cassures sensiblement sans striction, en abaissant la température à -40°C .

Ils ont aussi obtenu de telles cassures sur des tôles largement entaillées à des températures allant de 0 à 32°C . Il est possible que ces essais aient quelque rapport avec ceux de traction excentrique exposés au chapitre iv. Les tôles, d'environ 2 cm d'épaisseur, avaient par ailleurs des dimensions très différentes de nos éprouvettes. On en cite une, de 1 m 80 de largeur, rompue sans striction en traction uniaxiale sous $20,4\text{ kg/mm}^2$. La profondeur de l'entaille n'est pas indiquée. Aucune explication de ces cassures n'est donnée.

§ 7. Soudabilité

(voir chap. v)

Encore que la tendance la plus dominante aux Etats-Unis d'Amérique, du moins en ce qui concerne les aciers doux de construction, semble être de ne pas attacher une importance prédominante à la question de soudabilité, les accidents survenus aux bateaux soudés ont provoqué là-bas certaines réactions analogues à celles qui s'étaient produites auparavant en Europe dans des circonstances pareilles. Le phénomène n'y a d'ailleurs probablement pas été indépendant; les Américains ont été vraisemblablement influencés par la documentation européenne et par des immigrants européens pendant la guerre.

Le deuxième rapport provisoire de la Commission d'enquête (1^{er} mai 1945) incrimine la résilience insuffisante (considérée comme critère de résistance à l'effet d'entaille) des aciers et leur perte de résistance et de ductilité sous l'effet de tensions biaxiales, surtout aux températures basses.

A des arguments semblables, nous avons toujours opposé la remarque qu'il s'agit là de causes passives de rupture et qu'il

importe davantage d'en connaître les causes actives. Nous avons montré que les ruptures sans striction ne sont pas l'apanage fatal d'un acier déterminé et qu'elles peuvent se produire, dans des circonstances diverses, dans des aciers supposés immunisés contre de telles ruptures. Le rapport américain ne contient aucune suggestion concernant des critères de soudabilité des aciers en rapport avec l'observation précitée.

L'American Welding Society a publié un *Guide to Weldability of Steels* qui a retenu l'attention en Europe. Il est dû principalement aux travaux des professeurs G. E. Doan et R. D. Stout, de Lehigh University, et de leurs collaborateurs, fondés sur des suggestions du D^r A. B. Kinzel, Européen passé en Amérique. Le principe est celui de la soudabilité métallurgique, mais appréciée suivant un système très évolué. Le guide indique les conditions générales suivantes de soudabilité :

- 1° Fusion régulière et non tumultueuse (pas de dégagement gazeux turbulent à la fusion à la flamme oxyacétylénique) ;
- 2° Pas de doublures et de feuilletages (vérification par oxy-coupage) ;
- 3° Fragilité à chaud (le terme anglais *hot shortness* est intraduisible). Il s'agit d'exécuter une soudure encastrée sans fissures ni ruptures. Aucune indication n'est donnée sur les conditions de l'essai, sauf que les deux barreaux encastrés sont soudés selon le procédé et dans les conditions prévues pour la construction ;
- 4° Résilience Izod ou Charpy de l'acier écroui et vieilli ;
- 5° Ductilité après soudure.

Cet essai est celui qui fait véritablement l'objet du guide ; il a demandé pour sa mise au point un travail expérimental considérable.

Pour des soudures diverses dans des conditions variées en rapport avec la vitesse de refroidissement, on a déterminé la dureté maximum. On a procédé ensuite à l'essai de Jominy sur un barreau de l'acier. Ce barreau de 2 cm 5 de diamètre et 7 cm 5 de longueur est porté à environ 1.150° C pendant 30 minutes et trempé ensuite par un jet d'eau agissant sur une extrémité du barreau. Il en résulte une trempe décroissante de cette extrémité vers l'autre. On relève la variation de dureté du barreau en fonction de la distance à l'extrémité refroidie (nombre de Jominy) ; de même le grain size. Donc,

à tout régime de soudure correspond, par l'équivalence des duretés, un nombre de Jominy — supposé que la microstructure soit la même (grain size). On établit par des essais directs un rapport entre les nombres de Jominy et la ductilité, au moyen d'essais de pliage statique sur barreaux entaillés, qui doivent subir, à la dureté correspondante, un pliage de 20° au moins sans rupture. Cet angle pourrait être réduit à 10° pour les soudures destinées à subir un recuit de relaxation. Le point le plus particulier est que, parmi les conditions de soudure envisagées, figure le préchauffage à diverses températures. De telle sorte que le problème pratique résolu est en principe le suivant ou connexe : étant donné un acier à souder dans certaines conditions, faut-il le préchauffer et à quelle température, pour qu'il conserve une ductilité suffisante ? La méthode proposée de prédétermination de la ductilité après soudure tient compte de l'épaisseur du métal de base. A une plus grande épaisseur correspond une plus grande vitesse de refroidissement, donc une plus grande tendance à la trempe. La rapidité de refroidissement a été rapportée à des facteurs géométriques. Selon une conception du professeur Stout, le métal qui influence effectivement le phénomène ne s'étend pas au delà d'une certaine distance de la soudure. Ce rayon effectif a été fixé d'une manière satisfaisante à 3 pouces (7 cm 5).

On voit qu'il ne s'agit en aucune manière d'une notion de soudabilité absolue, excluant toute sensibilité à l'action de la soudure. Elle est au contraire tout à fait relative aux conditions de l'emploi et cherche même à fixer les conditions d'emploi optimum. La méthode, très bien élaborée, se rapporte surtout aux aciers demi-durs ou assez alliés, donc à des aciers de construction plutôt spéciaux. Elle vise à éviter la trempe dans la zone de transition. Le guide indique expressément que cette méthode est sans rapport avec ce qui se passe dans la zone de fusion et dans la soudure même. Il déclare n'être donc pas un guide de soudabilité totale. Il admet aussi que le critère de ductilité proposé est discutable; il peut d'ailleurs être modifié. En dépit de sa normalisation soignée et des tables qui facilitent son application, l'essai est certes quelque peu compliqué et demande sans doute de l'entraînement.

Ce travail n'en constitue pas moins, à notre avis, la meilleure tentative coordonnée de définir une notion et des critères de soudabilité métallurgique pour les aciers qui le

demandent. Les tables du guide indiquent que pour les aciers doux et peu alliés, la trempe n'est guère à craindre. Selon nos propres considérations exposées au chapitre v, nous apprécions particulièrement les points 2 et 3 des conditions de soudabilité générales. Le point 3 notamment est entièrement en rapport avec notre définition proposée pour la soudabilité; malheureusement, aucun mode opératoire n'est défini. C'est d'ailleurs un problème difficile.

En tout état de cause, nous devons reconnaître que les Américains n'ont pas versé dans les travers européens au sujet de la soudabilité.

**§ 8. Précautions contre le retrait.
Sécurité des constructions soudées**

(voir chap. vi)

Concernant l'effet du martelage, les renseignements restent contradictoires. Le deuxième rapport provisoire de la Commission d'enquête indique que le martelage de la dernière passe réduit les tensions de soudure. Il n'apparaît pas que le martelage des autres passes ait le même effet. Mais il ajoute qu'il ne faut pas en conclure que le martelage des autres passes n'est pas utile pour éviter les fissures et les déformations.

Mais selon d'autres sources, les spécifications interdisent le martelage de la dernière passe. Les conditions optimum d'exécution de ce martelage, à chaud ou à froid, sont discutées. Il semble que nos observations du chapitre vi restent valables.

Au sujet du recuit de relaxation, il a été appliqué aux Etats-Unis d'Amérique même sur des pièces de grandes dimensions pour les bateaux soudés. Les résultats sont discutés. Il semble qu'en Suisse l'état de la question soit sans changement. Nos observations du chapitre vi restent aussi valables sur ce point.

Le préchauffage paraît être théoriquement en faveur aux Etats-Unis d'Amérique, notamment si on se réfère au guide de soudabilité des aciers dont il est question au paragraphe précédent. Mais c'est moins du point de vue de la réduction du retrait ou de ses effets que pour réduire la susceptibilité de trempe. On envisage cependant que le danger de fissuration est réduit, ce qui est bien en rapport avec le retrait. Le deuxième

rapport provisoire conclut cependant que le préchauffage à 190° C est sans effet sur les tensions de soudure.

Des opinions et des publications américaines récentes reconnaissent une bonne efficacité, pour réduire les tensions longitudinales directes de soudure, à une méthode thermique agissant à température peu élevée, qui constitue en quelque sorte un perfectionnement systématique du système des chaudes de retrait, anciennement connu en Europe. Elle consiste en un chauffage au chalumeau de part et d'autre du joint soudé, à une température comprise entre 150° et 200° C, tandis que la soudure est refroidie par un appareil spécial. Les détails de l'opération doivent être réglés selon le but poursuivi et portent sur la température atteinte, la vitesse d'avancement des chalumeaux, la largeur de la flamme, sa distance à la soudure, etc., en rapport avec l'épaisseur de la tôle.

La dilatation des tôles de part et d'autre du joint provoque un allongement longitudinal permanent de la soudure, exactement comme dans le cas d'un écrouissage mécanique (chap. II, § 8 A). Les tensions directes sont diminuées ou annulées, voire renversées, par un processus analogue. Mais il s'agit des tensions longitudinales, qui sont les moins dangereuses pour un joint rectiligne.

En ce qui concerne la sécurité, les Américains ne relèvent pas particulièrement l'influence des effets du retrait et des tensions générales d'encastrement sur les ruptures advenues aux bateaux soudés. Les tensions générales d'encastrement observées ne dépassaient pas 2,8 à 5,6 kg/mm². On a trouvé dans tous les joints bout à bout soudés librement des tensions longitudinales élevées et des tensions transversales modérées. Ces tensions peuvent être supprimées par écrouissage, si la pièce peut se déformer librement d'une manière permanente (plastique). Cette condition ne semble pas exister généralement dans les bateaux soudés. Huit « Liberty Ships » examinés ont montré que les tensions de soudure n'étaient pas réduites après un service considérable. De légères réductions ont été constatées dans deux bateaux-citernes, après de sévères essais de flexion longitudinale (*hogging and sagging*); mais très inférieures à celles que l'on aurait prévues dans des soudures non encastrees soumises aux même tensions. Ces renseignements sont extraits du deuxième rapport préliminaire.

Il conclut que les tensions de soudure ne sont pas réduites par le service normal, contrairement à l'opinion erronée répan-

due sur l'adaptation. Il constate aussi que les tensions de soudure sont peu influencées par l'ordre d'exécution des soudures libres. Les concentrations de tension sont parfois considérables. Un facteur de concentration de 7 a été mesuré en mer près de l'angle vif d'une écouteille. Il déclare cependant que le facteur primaire des ruptures est la diminution de résistance et de ductilité de l'acier sous l'effet des tensions multiples et la diminution de la résilience à basse température, et que les tensions de soudure n'y contribuent pas. Telles sont les conclusions. Mais dans un texte moins formel du rapport, il est indiqué que les tensions de soudure pourraient bien contribuer aux ruptures dans certaines conditions spéciales de tension, empêchant le glissement plastique. En réalité, il faudrait plutôt envisager que les encastremements, les empêchements mutuels de déformation, prohibent le glissement plastique et magnifient les effets de tensions de soudure, surtout indirects mais éventuellement localisés.

L'argument de l'innocuité des tensions de soudure repose surtout sur la réflexion que tous les bateaux étant confectionnés de la même manière doivent à peu près avoir les mêmes tensions de soudure. Or, la plupart ne se rompent pas. Donc c'est que les tensions ne causent pas la rupture. Cela n'est évidemment pas probant. Les bateaux sont aussi tous du même acier. Dès lors, pourquoi l'acier serait-il *la cause* de la rupture ? En fait, il en est *l'objet* passif. La cause active est nécessairement une tension. L'acier peut subir des modifications qui le rendent moins résistant et moins déformable, mais il n'en exige pas moins une tension suffisante pour le rompre.

La rupture différée ne peut provenir que d'une amorce (entaille, fissure, défaut, etc.), par action de tensions cumulées élevées (de laminage; de soudure, surtout indirectes; de service, de variation de température, etc.) éventuellement avec concentration de tensions et effet de fatigue. L'amorce de rupture peut donner lieu dans ces conditions au développement d'une rupture brusque et sans striction, qui peut d'ailleurs avoir cheminé pendant un certain temps. La cause de la rupture peut trouver un milieu favorable dans l'acier si sous l'effet de circonstances diverses, énumérées plus haut, sa capacité ou sa possibilité de déformation plastique est entravée et sa résistance diminuée.

La concordance de tous ces effets est plus ou moins accidentelle. Sa fréquence dépendra des précautions prises pour

l'exécution. Dans un grand navire comme dans n'importe quelle construction importante, on ne pourrait espérer déceler les régions où de telles concordances dangereuses sont localisées. Si même on en décelait par hasard, elles ne prouveraient rien, puisqu'elles seraient découvertes avant une rupture. En fait, en Europe, on a constaté sur des ouvrages de même type que des ouvrages rompus, en des points correspondant aux points de rupture, des tensions indirectes de soudure élevées et des déformations empêchées importantes, donnant une grande apparence de probabilité au processus de rupture défini ci-dessus.

Eu égard aux opinions américaines précitées, il est intéressant de noter que presque toutes les précautions de sécurité indiquées en Amérique visent, directement ou indirectement, à diminuer le retrait et ses effets ⁽¹⁾.

La préparation des chanfreins est réalisée généralement par oxycoupage mécanique, parfois à la machine. Les plats de grosse épaisseur sont peu en faveur. Des mesures spéciales sont prescrites (préchauffage, réchauffage, recuit de relaxation) pour des épaisseurs de 2 à 3 pouces et plus (5 à 7 cm 5), notamment pour les assemblages d'épaisseurs de 2 pouces et plus avec des éléments d'épaisseur moindre que la moitié. On recommande l'emploi de plats aussi minces et aussi larges que possible, éventuellement multiples, moyennant des précautions aux extrémités des plats couvrants en cas de fatigue. On attache de l'importance à la reprise au dos des soudures en V. On recommande le rainurage au chalumeau oxyacétylénique plutôt qu'au burin. Les Américains attachent avec raison beaucoup d'importance à tout ce qui peut produire des fissures et des effets d'entaille (défauts de pénétration, défauts de racine, morsures, extrémités de cratères, etc.). A cet égard, la qualité et le contrôle de la main-d'œuvre ont une grande importance. Les conditions de guerre n'étaient pas particulièrement favorables sous ce rapport. La nécessité d'une bonne formation professionnelle à tous les degrés et stades de la construction soudée est reconnue conforme aux besoins de la sécurité.

(1) L'utilisation systématique des effets du retrait dans l'intérêt des constructions y est aussi prise en considération. Des expériences ont établi la possibilité d'augmenter la résistance aux efforts de traction répétés de pièces entaillées ou perforées, par le moyen de cordons de soudure superficiels engendrant des compressions directes de soudure dans les régions surtendues (*stressraisers*).

La radiographie est peu utilisée pour le contrôle des soudures, mais bien pour les examens de soudeurs. La mesure de tensions par diffraction des rayons X est considérée comme réservée aux laboratoires théoriques, travaillant sur des aciers préalablement normalisés. Les appareils magnétiques sont utilisés pour la détection des fissures dans les grosses soudures. Pour le contrôle des soudures, la trépanation et le fraisage sont le plus en faveur.

Somme toute, comme généralement en Europe, les notions américaines sur la sécurité des constructions soudées ne sont pas encore stabilisées. Il y a cependant apparence que, comme en Europe, la sécurité de la construction soudée devra être assurée par la qualité en toutes choses : projet, matériaux et exécution, ce qui implique notamment une bonne connaissance et une due considération du retrait.

§ 9. Fissures internes dans les aciers

Il a été question aux chapitres III et suivants de fissures éventuellement microscopiques dans les aciers. Les Américains considèrent notamment que pour certains aciers assez alliés, les électrodes ordinaires peuvent provoquer la fixation d'hydrogène par la soudure, dont le dégagement ultérieur peut provoquer des fissures par pression gazeuse. Des types spéciaux d'électrodes sont prévus pour éviter ces inconvénients.

L'action de l'hydrogène se manifeste dans un phénomène de caractère analogue assez fréquent dans les soudures et appelé flocons⁽¹⁾. Ces flocons ont souvent l'aspect de fines fissures réparties dans la masse de l'acier et que révèlent des micrographies.

Enfin, au cours d'une conférence faite à Liège le 18 mai 1946, intitulée *Les criques de fonderie au point de vue métallurgique*, M. Albert Portevin a établi que des lingots d'acier pouvaient contenir des criques sous formes d'innombrables fissures très fines, microscopiques, aux lisières des grains.

Ainsi, pour des raisons diverses, les produits sidérurgiques mis en œuvre dans les constructions soudées peuvent contenir avant soudure des fissures fines plus ou moins nombreuses. Il peut en être de même dans le métal déposé. Enfin,

(¹) Cf. M. LEFÈVRE, *Les flocons dans les soudures* (*Revue de la Soudure*, Bruxelles, n° 2, 1945).

l'opération de la soudure peut produire des fissures par retrait ou par trempe. Les phénomènes accompagnant la soudure, notamment le retrait, engendrent par ces fissures des effets qui n'apparaissent pas ou pas à ce point et pas si fréquemment avec d'autres modes d'assemblage. Il faut donc prendre ce facteur en sérieuse considération.

Table des matières

PRÉAMBULE	1
INTRODUCTION	5

CHAPITRE PREMIER. — *Le retrait transversal des soudures* *Lois expérimentales globales*

1. Signification et difficulté de la question	7
2. Dispositions générales des essais de soudures bout à bout	9
3. Essais sur éprouvettes libres soudées bout à bout	15
4. Eprouvettes encastrées soudées bout à bout	33
5. Etude des joints à cordons d'angle	39
6. Conclusions	42

CHAPITRE II. — *Effets mécaniques du retrait des soudures* *Déformations et tensions*

1. Dispositions expérimentales	47
2. Déformations longitudinales des éprouvettes libres soudées bout à bout	52
3. Déformations transversales des éprouvettes libres soudées bout à bout	57
4. Conclusions au sujet des déformations des éprouvettes libres soudées bout à bout	59
5. Déformations des éprouvettes encastrées soudées bout à bout	62
6. Déformations des éprouvettes libres à soudures d'angle	67
7. Tensions directes de soudure	70
8. Tensions indirectes de soudure ou d'encastrement ou de montage	80
9. Quelques exemples d'encastremets	93
10. Détection des tensions propres (ou autotensions) de soudure, de laminage ou autres	103
11. Conclusions	109

CHAPITRE III. — *Résistance et endurance des soudures*

1. Résistance statique à la traction	111
2. Résistance vive de traction par choc	124
3. Résistance aux chocs de traction répétés	128
4. Endurance de traction des joints soudés	131
5. Défauts des constructions soudées	149

CHAPITRE IV. — *Les ruptures des constructions soudées*

1. Les ruptures sans striction	154
2. Circonstances qui n'engendrent pas de ruptures sans striction	155
3. Génération de ruptures sans striction par entailles et par soudure	166
4. Essais de traction excentrique	181
5. Explication des ruptures sans striction	191

CHAPITRE V. — *La soudabilité des aciers*

1. Généralités	212
2. Définition de la soudabilité	214
3. Critères de soudabilité des aciers	218

CHAPITRE VI. — *Précautions contre le retrait
Sécurité des constructions soudées*

1. Précautions générales contre le retrait	232
2. Précautions opératoires	235
3. Sécurité des constructions soudées	241

ANNEXE

Sollicitation d'une pièce droite à section rectangulaire par traction excentrique (flexion plane composée)	249
--	-----

POSTFACE

§ 1. Introduction	256
§ 2. Accidents survenus aux cargos soudés	258
§ 3. Effets globaux des retraits	260
§ 4. Déformations et tensions	260
§ 5. Résistance et endurance des soudures	263
§ 6. Ruptures sans striction	263
§ 7. Soudabilité	264
§ 8. Précautions contre le retrait. Sécurité des constructions soudées	267
§ 9. Fissures internes dans les aciers	271