Zeitschrift: IABSE congress report = Rapport du congrès AIPC = IVBH Kongressbericht

Band: 5 (1956)

Rubrik: III. Welded steel structures

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Mehr erfahren

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. En savoir plus

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. Find out more

Download PDF: 27.12.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, https://www.e-periodica.ch

III

Construções metálicas soldadas

Les constructions métalliques soudées

Welded steel structures

Geschweisste Stahltragwerke

Relator Geral
Rapporteur Général
General Reporting Member
Generalreferent

L. GRELOT
Inspecteur Général des Ponts et Chaussées
Paris

IIIa

Estudo sistemático das formas constructivas (teoria e prática)

Etude systématique des formes constructives (théorie et expérimentation)

Sytematic investigation of constructional details (theory and experiment)

Systematische Untersuchung der baulichen Einzelheiten (Theorie und Versuch)

IIIb

Os aços empregados na construção soldada

Les aciers employés en construction soudée

Structural steels for welded structures

Die Baustähle für geschweisste Tragwerke

IIIc

Diferentes processos de soldadura utilizados na realização das ligações

Différents procédés de soudage utilisés dans la réalisation des assemblages

Various welding methods for the execution of welded steel construction

Verschiedene Schweissverfahren bei der Ausführung geschweisster Stahlbauten

III

Les constructions métalliques soudées

Welded steel structures

Geschweisste Stahltragwerke

Construções metálicas soldadas

Rapport Général – General Rapport – Generalreferat – Relatório Geral

L. GRELOT
Inspecteur Général des Ponts et Chaussées
Paris

ETUDE SYSTEMATIQUE DES FORMES CONSTRUCTIVES
(Théorie et expérimentation)

Ce sujet a été traité par deux auteurs qui, tous deux, ont relaté des résultats expérimentaux à l'exclusion de toute considération théorique.

Mémoire de M. Popp

Dans un important Mémoire, M. POPP a exposé les connaissances acquises à la suite d'essais exécutés en vue du remaniement des prescriptions du chemin de fer fédéral allemand sur le calcul des ponts de chemin de fer soudés.

Les ponts sous voie ferrée étant soumis à des sollicitations dynamiques importantes les essais ont porté sur le comportement correspondant des matériaux et assemblages soudés; y interviennent pour la résistance à la fatigue: celles du métal de base, du métal d'apport et de la zone de transition.

L'effet d'entaille a une grande importance, puisqu'il se traduit par une répartition non uniforme des contraintes, avec un maximum plus ou moins important par rapport à leur valeur moyenne. L'auteur distingue deux effets d'entaille:

— l'un, intérieur, produit par les défectuosités de la soudure elle-même;
— l'autre, extérieur, occasionné par des discontinuités dans le métal d'apport fondu ou le métal de base fondu, ou par la configuration extérieure du cordon de soudure.

Il estime que ce dernier a le plus d'influence, notamment si des discontinuités se manifestant dans la zone de transition, et que son importance dépend de la résilience du métal de base: elle est plus grande pour les aciers mi-durs que pour les aciers doux.

On sait, depuis longtemps, combattre les défauts qui sont à l'origine de cet effet par l'emploi d'électrodes enrobées bien adaptées au métal de base, par le choix et le fini des formes qui doivent être régulières et adoucies pour guider le flux des isostatiques.

On connaît également, et notamment depuis les essais de KOMMERELL, la supériorité de la résistance à la fatigue des soudures bout à bout, qui peut être encore améliorée de 20 % environ par un burinage du cordon dans la direction des isostatiques, et avoisiner la résistance du métal de base, lorsque les sollicitations sont perpendiculaires au cordon.

L'amélioration est moins importante, et la moitié environ seulement pour les soudures d'angle; il est difficile dans ce cas, en effet, d'éviter la pointe de contrainte à la racine du cordon et la fissure d'air entre les parties soudées.

A cet égard l'auteur signale la supériorité de la soudure en K, dans laquelle la fissure d'air est éliminée, et qui permet de transformer deux soudures d'angle en une seule soudure qui se présente un peu comme une soudure bout à bout brute, dont elle offre à peu près les qualités.

L'effet d'entaille intérieur est susceptible de réduire, plus que l'effet d'entaille extérieur, la résistance à la fatigue. Outre les épreuves imposées au soudeur et la surveillance des travaux, l'auteur attache une grande importance au contrôle par les rayons X pour déceler les défauts correspondants.

On sait combien l'examen des films est difficile, et combien il peut être parfois trompeur; il paraît bon de l'associer à d'autres procédés; la mise au point du contrôle par les ultra-sons ne manquera pas d'apporter, par une technique plus simple, des résultats qu'il sera sans doute plus facile d'interpréter.

En ce qui concerne les contraintes résiduelles dans les assemblages non traités thermiquement, on sait qu'elles n'ont aucune influence sur la résistance à la fatigue.

M. POPP a fait une étude critique des essais réalisés depuis 1935 sur la résistance à la fatigue des assemblages soudés; la besogne était difficile en raison de la grande dispersion des résultats publiés pour des recherches comparables. Ces résultats ne visent d'ailleurs pas tous les types d'assemblages utiles, et se rapportent surtout à la résistance à la traction, le métal de base étant l'acier doux (St 37). Ceux qu'il a jugés utilisables dans le cas des efforts alternés ou simplement variables sont relativement rares, surtout, pour ces derniers, en ce qui concerne les valeurs intérmediaires du domaine de la variation telles que le rapport de la valeur minimum à la valeur maximum de la contrainte est compris, en valeur absolue, entre 0 et 1.

Pour l'acier mi-dur, les résultats sont encore plus rares.

Néanmoins, l'auteur, évitant des différentiations compliquées, que la dispersion des résultats n'autorisait pas, est parvenu à établir, pour chacune des deux nuances d'acier, six courbes de résistance se rapportant à tous les types d'assemblages soudés ayant une importance pratique.

C'est en fonction de ces résultats que pour les contraintes à la traction, une réduction du coefficient de sécurité a pu être acceptée, tandis que pour les contraintes à la compression, les limites anciennes ont été maintenues.

Tant pour justifier les nouvelles contraintes à la fatigue que pour rectifier en tant que de besoin les anciennes, de nouvelles séries d'essais étaient en cours au moment de la rédaction du mémoire, sur l'initiative du chemin de fer fédéral allemand, sur des éprouvettes en acier 37 et en acier 52.

Le programme des essais comprend une première série, déjà alors fortement avancée, d'essais sur métal de base, sur soudure bout à bout, de qualité ordinaire ou bien améliorée par burinage.

Les essais ont porté sur 5 valeurs du rapport des contraintes extrêmes:

$$-1, -0{,}5,\ 0, +0{,}5, +1$$

La résistance à la fatigue admise, en long, est celle qui correspond à 2×10^6 alternances.

L'acier est calmé à l'aluminium et recuit; il est ductile, avec une résilience élevée à + 20°, soit à l'état de livraison, soit à l'état vieilli.

Les éprouvettes en acier 37 étaient soumises à 500 alternances par minute et celles en acier 52 étaient soumise à 2000 alternances.

Les limites des fatigues ont varié considérablement:

entre 16,5 Kg/mm² et 43,2 Kg/mm² pour l'acier 37
entre 20,5 Kg/mm² et 50,5 Kg/mm² pour l'acier 52,

suivant les valeurs du rapport des contraintes extrêmes indiquées ci-dessus, l'accroissement étant nettement plus rapide pour les valeurs positives de ce rapport.

Les essais sur assemblages bout à bout (soudures en X exécutées presque en totalité avec des électrodes acides), ont montré que les ruptures statiques avaient toujours lieu très nettement dans le métal de base. Les contraintes de rupture à la fatigue ont toujours été plus élevées que celles qui étaient escomptées, et également plus élevées que celles qui résultaient des donnés statistiques antérieures.

Quand il n'y a pas renversement des efforts, et que les soudures ont été usinées, la résistance à la fatigue de l'assemblage est 85 % de celle du métal de base pour l'acier 52; s'il y a renversement des efforts, cette proportion atteint 90 %; pour les soudures ordinaires, ces proportions sont relativement 77 et 80 %. Le burinage accroit en fait, la résistance à la fatigue de 10 % ou de 11 % suivant le cas.

La qualité des soudures bout à bout est ainsi entièrement confirmée, et les essais ont montré que le comportement de l'acier 52 est remarquable.

Une seconde série d'essais portant sur des assemblages avec soudures d'angle et en K est actuellement en cours, et sera sans doute terminée à l'époque du Congrès.

En ce qui concerne les formes constructives, M. POPP attire l'attention:

— sur l'introduction de la soudure en K pour la jonction d'éléments rectangulaires;

— sur la nécessité du fini de l'exécution et de la variation progressive des formes;

— sur la nécessité de ne pas transposer en construction soudée les formes orthodoxes de la construction rivée, notamment à cause d'une moindre résistance à la fatigue.

D'autres essais sont poursuivis au sujet des résistances à la fatigue sur des ouvrages en exploitation. Les conditions étant passablement différentes de celles dans lesquelles les essais en laboratoire sont exécutés, on peut espérer un relèvement possible des contraintes admises à la fatigue, et faciliter ainsi la construction des ponts triangulés soudés, qui inspirent parfois quelque méfiance, bien que de nombreux exemplaires existent depuis plus de 20 ans sans donner lieu à des observations défavorables.

Mémoire de MM. Wästlund et Östlund

Ce Mémoire est une étude expérimentale sur la distribution des contraintes dans les cordons de soudure d'angle, basée sur l'observation suivante: on calcule ordinairement au cisaillement pur les soudures des barres de triangulation sur les goussets fixés aux membrures d'une poutre. Elles supportent cependant des contraintes normales parallèles à l'effort transmis par les barres, et des contraintes perpendiculaires à cet effort en raison de l'excentricité. Ce fait a d'ailleurs été mis en évidence par des essais de photoélasticité, et notamment par M. TESÄR, au laboratoire de l'Ecole des Ponts & Chaussées à Paris, il y a plus de 20 ans.

Les auteurs se sont proposé de déterminer expérimentalement si la résistance de l'assemblage à la rupture par traction est influencée par ces contraintes.

Les barres étaient formées:

— soit de deux plats différant d'une éprouvette à une autre par leur épaisseur et leur largeur, mais ayant tous la même section, assemblés par 4 cordons d'angle sur un gousset de même section;

— soit de deux plats de même épaisseur, mais de largeur variable, assemblés dans les mêmes conditions.

Le premier type était utilisé pour observer les effets des contraintes perpendiculaires à la direction de l'effort, le second pour observer l'effet des contraintes parallèles à la direction de l'effort.

Les soudures étaient meulées, l'acier employé était de la nuance mi-dure.

Les ruptures se sont toutes produites par cisaillement suivant un plan correspondant au minimum d'épaisseur du cordon, à partir de sa racine.

La dispersion des résultats, concernant 30 éprouvettes, a été au maximum de 14 % pour un type d'éprouvette; la différence entre les valeurs moyennes relatives à chacun des types a été un peu inférieure à 8 %.

Les auteurs en ont déduit que l'on ne peut tirer de ces résultats aucune conclusion précise, sinon que l'nfluence des contraintes normales et de la forme des sections est de faible importance.

Cependant, la mesure des déformations en quelques points voisins des cordons, a permis de constater que les contraintes perpendiculaires à la direction de l'effort varient effectivement avec le type d'éprouvette.

D'autre part, MM. WÄSTLUND et ÖSTLUND se sont proposé de rechercher la grandeur et la distribution de la contrainte de cisaillement le long de cordons de soudure d'angle de longueur et d'épaisseur variables dans des assemblages semblables aux précédents. Ces assemblages étaient entièrement symétriques, et les cordons à surface extérieure plane, étaient meulés pour que leurs sections soient aussi identiques que possible.

Les longueurs des cordons étaient suivant les éprouvettes, de 70, 140 et 210 mm, et leur épaisseur variait de 3 à 6 mm.

Les contraintes ont été déterminées par l'intermédiaire de la mesure des allongements dans l'une des barres de chaque éprouvette, au moyen d'un nombre important de strain-gages, disposés eux-mêmes symétriquement suivant des sections droites de la barre.

La plus petite contrainte moyenne de rupture par cisaillement a été observée avec des cordons courts et épais, et la plus grande, avec des cordons longs et minces.

Trois éprouvettes seulement ayant été essayées à la rupture, les auteurs indiquent qu'il n'est pas possible d'en tirer de conclusion. On peut toutefois observer que ce résultat est bien conforme à ce fait connu des constructeurs, que les soudures d'angle minces ont une résistance spécifique au cisaillement plus élevée que les soudures épaisses.

Les résultats concernant la distribution des contraintes le long des cordons d'angle sont variables, non seulement avec leur longueur et leur épaisseur, mais encore avec la grandeur de l'effort de traction qui leur est imposé.

Pour les cordons les plus longs, c'est aux extrémités que les contraintes sont le plus élevées, et les résultats expérimentaux sont assez nets; on ne peut en dire autant pour les cordons de longueur moyenne: les contraintes, assez régulièrement réparties sous des efforts de traction de 20 T, et de 40 T., étaient assez nettement maxima dans la partie centrale du cordon pour un effort de 60 T.

Pour les cordons les plus courts, et pour la charge de 20 T., la distribution était assez uniforme; les distributions des contraintes pour la charge de 40 T. étaient irrégulières pour un échantillon, et les maxima se produisaient, pour l'autre, dans la région centrale du cordon, avec des différences considérables, par rapport au minimum.

Les auteurs font très justement observer les incertitudes que comportent ces essais délicats; il est notamment impossible de mesurer les allongements à l'extrémité même des barres soudées; d'autre part, la contrainte de cisaillement mesurée dépend de la différence des allongements observés en deux sections successives, et une erreur de mesure relativement faible peut donner lieu à une erreur considérable sur la valeur de la contrainte de cisaillement, notamment pour les soudures les plus courtes, où les strain-gages sont plus voisins.

Il semble donc que les résultats obtenus sur les soudures les plus longues représentent mieux la réalité des choses que ceux qui concernent les soudures les plus courtes, c'est-à-dire que les contraintes maxima de cisaillement se produisent aux extrémités des cordons. Ce résultat est d'ailleurs conforme à celui que permet de prévoir un raisonnement simpliste basé sur la manière globale dont l'effort de traction est transmis progressivement du gousset d'attache à la barre.

On sait que les rivets travaillant au cisaillement dans un assemblage de deux pièces transmettant un effort de traction sont plus sollicités lorsqu'ils se trouvent au voisinage des extrémités des pièces que dans la la région médiane de l'assemblage.

Ce fait paraît indépendant des organes intermédiaires (rivure ou soudure) qui servent à réunir les pièces entre elles; on peut néanmoins penser que la continuité du cordon intervient pour atténuer le rapport entre les contraintes maxima et minima.

LES ACIERS EMPLOYES EN CONSTRUCTION SOUDEE

Ce sujet a été traité par trois auteurs:

M. DELCAMP a traité des possibilités offertes par les aciers français en construction soudée.

MM. ERICKSON et MORGAN ont traité des aciers à construction pour ouvrages soudés en ce qui concerne la pratique de la construction des ponts aux Etats-Unis.

M. KÜHNEL a étudié les exigences de la technique du soudage en ce qui concerne l'acier à construction allemand.

MM. ERICKSON et MORGAN font très justement observer que le vocable «soudabilité» a été employé avec une signification trop étendue dans le passé: «l'acier qui a servi à la construction d'une navire soudé qui s'est brisé, ou d'un pont qui effondré était «soudable», en ce sens qu'il se soudait facilement. Dans ce sens aussi, l'acier de construction au silicium avec 0,40 % de carbone sera «soudable». Pourtant, cela n'est pas vrai pour la «soudabilité».»

Et ils en donnent la définition de l'American Welding Society, si voisine de la définition des constructeurs français que l'on peut dire qu'elle en est une traduction très libre: «l'aptitude d'un métal à être assemblé par soudage, en vue d'une destination bien définie, pour une construction donnée, avec la sécurité désirable».

C'est seulement de ces aciers dont il est question dans les trois rapports; tous les trois se réfèrent à deux nuances d'acier: la nuance douce et la nuance mi-dure ou à haute résistance.

Si l'on s'en tient aux aciers employés pour la construction des ouvrages d'art, mieux définis que les autres, les nuances d'acier doux utilisées sont très voisines dans les pays des trois auteurs en ce qui concerne leurs propriétés mécaniques.

A leur sujet, M. DELCAMP a relaté des essais récents éxécutés par l'Institut français de recheches de la Construction navale, en insistant particulièrement sur la sensibilité à l'effet d'entaille, lorsque l'épaisseur dépasse 25 mm, et qu'il s'agit d'acier effervescent; cet inconvénient est maintenant pratiquement éliminé par l'emploi d'acier calmé.

Il a également attiré l'attention sur la possibilité d'améliorer les aciers effervescents par l'augmentation du rapport de la proportion du manganèse à celle du carbone $\frac{Mn}{C}$.

M. KÜHNEL a rappelé les conditions d'emploi de l'acier St 57 en Allemagne.

Aux Etats-Units, c'est à l'occasion de la construction des ouvrages de l'auto-route de Bayshore à San Francisco, comportant plus de 26.000 tonnes d'acier et 762 Km de cordons de soudure, qu'une qualité d'acier éminemment soudable a été fournie en 1951 (A 373). C'est un acier Martin ou électrique. Contrairement à l'acier utilisé antérieurement, qui ne donnait pas toutes garanties contre la fissuration, et qui ne contenait aucune autre spécification que la limitation des proportions de phosphore, de soufre, et éventuellement un minimum pour le cuivre, cet acier voit toutes ses caractéristiques chimiques limitées, et variables en fonction de l'épaisseur, avec des proportions de carbone qui sont ordinairement un peu supérieures à celles admises en Europe.

Le rapport $\frac{Mn}{C}$ croit avec l'épaisseur.

Une attention particulière a été apporteée aux températures de transition, variables avec l'épaisseur. Les conditions d'emploi sont précisées, concernant suivant l'épaisseur des tôles: la température minimum d'emploi, le préchauffage et le type d'électrode à utiliser.

D'autres aciers, ayant des caractéristiques analogues, sont utilisés pour les tôles des navires; en particulier, l'auteur signale un acier à haute résistance dont la limite de rupture varie suivant l'épaisseur de 60 à 65 Kg/mm² et la limite d'élasticité de 30 à 35 Kg/mm² ainsi que la composition chimique correspondante. Au total, les caractéristiques de soudabilité sont semblables à celles de l'acier A 373.

On utilise en France également, des aciers à haut résistance. Jusqu'en 1940, on disposait de l'acier Ac 54, au chrome cuivre, dont la soudabilité était excellente. Depuis quelques années, cet acier est devenu presque introuvable; le cuivre provenant des riblons encrassant les fours, les sidérurgistes ont cherché à élaborer un acier présentant les mêmes caractéristiques mécaniques et une soudabilité camparable.

M. DELCAMP relate dans son Mémoire les essais qui on été tentés sur 11 types d'acier, au manganèse, au manganèse-chrome, au manganèse-vanadium, et au chrome-cuivre, répondant à des caractéristiques mécaniques comparables.

Les résultats les plus favorables, tant au point de vue économique qu'au point de vue de la soudabilité conduisent à choisir un acier au manganèse dont la limite inférieure de rupture serait 52 Kg/mm², la limite supérieure de l'ordre de 60 Kg/mm².

En Allemagne, c'est également l'acier St 52 qui est utilisé comme acier à haute résistance, avec des précautions particulières concernant sa provenance, lorsque l'épaisseur des tôles est supérieure à 30 mm.

En définitive, il apparaît que, tant en France qu'aux Etats-Units et en Allemagne on s'oriente vers des nuances d'acier qui sont semblables, qu'il s'agisse d'acier doux ou d'acier mi-dur, pour les charpentes et les

ponts soudés. Ce sont, du point de vue des propriétés mécaniques, des aciers présentant une haute ductilité.

Cependant, une même préoccupation se fait jour en Allemagne et en France, celle d'utiliser l'acier élaboré par le procédé THOMAS, plutôt que par le procédé MARTIN, en raison de la nature du minerai dont on dispose, et parfois de la rareté de la ferraille.

Les insuffisances de l'acier THOMAS dues à la présence des impuretés (soufre, phosphore, azote, oxygène cause de l'effervescence) peuvent être fortement atténuées par une désulfuration appropriée, et une précision plus grande dans la conduite de l'élaboration. Les températures de transition sont alors du même ordre de grandeur que celles des aciers MARTIN non calmés. Mais pour obtenir simultanément une aptitude suffisante à la résistance au vieillissement, il faut avoir recours au calmage.

D'autres tentatives sont actuellement en cours également; en particulier, la production des aciers THOMAS à l'oxygène, obtenus par affinage au moyen d'un soufflage d'air enrichi par mélange d'oxygène et de vapeur d'eau ou de gaz carbonique. Mais cette technique ne paraît pas encore tout-à-fait au point pour les aciers utilisés en construction métallique.

MM. DIXON et THOMPSON ont, dans leur mémoire analysé plus loin, indiqué que outre les nuances d'acier doux et à haute résistance couramment utilisées, on produit depuis peu en Angleterre des aciers susceptibles de supporter des contraintes élevées à la traction. et à teneur relativement élevée en carbone, en vue d'une meilleure résistance à l'effet d'entaille. Il soulignent d'ailleurs le manque de corrélation entre les résultats des essais de choc et cette résistance, ainsi que la nécessité de trouver une spécification convenable, qui libère la construction soudée de l'obligation de nombreux essais qui ne remplissent pas leur but.

Les auteurs des trois Mémoires mentionnés ici ont particulièrement porté leur attention sur les effets produits par l'opération du soudage, dûs à la composition chimique du métal de base.

On connaît les inconvénients que peuvent présenter les constructions soudées: l'aptitude à la fissuration longitudinale au voisinage du cordon, ou la fissuration transversale, plus redoutable, la sensibilité à l'effet d'entaille, une température de transition trop élevée, la sensibilité au froid, la fragilité de vieillissement, une résistance insuffisante à la fatigue.

Si l'on sait les atténuer par une limitation judicieuse du carbone et des impuretés, par une valeur relativement élevée du rapport $\frac{Mn}{C}$, par des modifications dans les proportions des constituants lorsque l'on accroît la teneur de l'un d'eux, par l'emploi d'aciers calmés, il n'en demeure pas moins que certains de ces incovénients sont variables avec l'épaisseur des pièces à souder, avec leur largeur pour une même épaisseur et avec les conditions dans lesquelles leur laminage a été exécuté.

On sait également que les procédés de soudage permettent aussi de remédier, dans une certaine mesure, aux difficultés touchant la ductilité, la température de transition, la susceptibilité à la fissuration, par le préchauffage, le postchauffage, l'emploi d'électrodes spéciales, par exemple. La résistance à l'effet d'entaille et la résistance à la fatigue peuvent,

en outre, être notablement améliorées par des formes constructives adéquates, assurant une transmission régulière et continue des contraintes.

La composition chimique des aciers destinés aux constructions soudées est légèrement variable suivant les règlements des divers pays, et elle est est également fonction de la nature et de la qualité des ouvrages auxquels ils sont destinés. De là quelques écarts dans l'appréciation des exigences requises; elles ne paraissent cependant pas fondamentales.

Mais il y a plus de diversité dans les méthodes d'essai concernant le métal de base, et davantage encore lorsqu'il s'agit des assemblages soudés.

M. KÜHNEL signale particulièrement les récentes propositions des normes allemandes relatives au métal de base, et l'utilisation de l'essai de choc, dans des conditions variables avec la provenance de l'acier, pour l'évaluation de la sensibilité aux sollicitations bi ou tri-axiales.

La position française en la matière a été rappelée par M. DELCAMP: elle tend essentiellement à faire une distinction entre:

— les caractéristiques à exiger des aciers soudables, quel que soit d'ailleurs leur mode d'élaboration;
— les essais de soudabilité, les uns étant de signalement, ou d'une manière plus précise, d'agréation, les autres de recette, ou de contrôle.

L'accord est à peu près réalisé sur les premiers essais qui visent la composition chimique, les essais mécaniques, la mesure de la grosseur du grain, et les essais de fragilité avec mesure de la température de transition.

Il est plus difficile à établir sur les essais de soudabilité, soit qu'il s'agisse de la soudabilité locale, dont l'insuffisance crée un risque de rupture prématurée, les propriétés du métal après soudage étant modifiées par des cycles localisés d'échauffement et de refroidissement, soit qu'il s'agisse de la soudabilité globale, c'est-à-dire de la possibilité pour le métal de s'adapter pendant l'opération du soudage d'abord, en service ensuite, aux contraintes particulières qui se produisent dans les constructions soudées, et qui tiennent essentiellement à leur caractère monolithique.

Or, il existe de par le monde plus de 60 essais de soudabilité globale; en général ils ne sont pas simples, et leur interprétation n'est pas toujours aisée. Ils ont souvent le caractère d'essais de laboratoire.

Les Ingénieurs constructeurs ont surtout besoin d'essais d'identification ou de contrôle relativement simples, destinés à vérifier si la qualité de l'acier soudable proposé est bien celle qui est imposée par les cahiers des charges. Il semble que l'on pourrait se contenter:

— pour l'acier doux, d'essais de traction, de résilience à 0°, de résistance au développement de la fissuration;
— pour l'acier à haute résistance, des mêmes essais, les deux derniers étant faits à basse température (-20°) et à partir d'entailles, de de la vérification du pouvoir trempant, et de la sensibilité au vieillissement.

D'autres essais que l'on peut appeler de compatibilité sont d'ailleurs, dans tous les cas, indispensables pour mettre au point les techniques de soudage; ils sont relatifs au choix des électrodes, au préchauffage éventuel des pièces à assembler, à leur traitement thermique après soudage, aux séquences de soudage, etc. De par leur nature, ces essais ne valent que pour chaque cas particulier.

Toutes ces questions sont délicates, et leur solution correcte requiert le concours de spécialistes dont les branches d'activité sont différentes. Il semble donc qu'elles ne puissent être complètement mises au point que par une collaboration entre les sidérurgistes, les spécialistes des questions de la soudure et les constructeurs; une telle collaboration permettrait certainement un développement considérable des constructions soudées et améliorerait la qualité des réalisations, qui verraient en même temps baisser leur prix.

DIFFERENTS PROCEDES DE SOUDAGE UTILISES DANS LA REALISATION DES ASSEMBLAGES

Ce sujet a été traité par deux auteurs.

Mémoire de MM. Dixon et Thompson

Il traite d'abord des constructions soudées sous les différents aspects qui peuvent être envisagés:

— l'économie en poids d'acier par rapport aux constructions rivées;
— l'économie de prix par rapport à ces constructions;
— l'étude du développement futur des méthodes de fabrication.

Il y a là de nombreux renseignements circonstanciés et fort intéressants pour les constructeurs, qui y trouveront matière à échange d'idées et confrontation de méthodes.

En ce qui concerne les procédés de soudage proprement dits, les auteurs distinguent:

— le soudage à la main avec électrodes enrobées
— le soudage semi-automatique
— le soudage entièrement automatique,

ces deux derniers modes pouvant comporter la soudure avec arc immergé, ou avec arc nu protégé par un gaz inerte (argon), ce dernier type étant pour les charpentes en acier d'un prix prohibitif.

Si le soudage manuel reste la méthode de base, les auteurs estiment cependant que l'emploi accru des machines automatiques et semi-automatiques représente le progrès, notamment si elles deviennet suffisamment légères et mobiles pour pouvoir être déplacées devant les pièces à assembler; actuellement elles sont lourdes et immobiles, et leur prix est élevé. Leur emploi est cependant justifié par la qualité plus grande du travail réalisé, même si l'économie est faible; elles ont l'avantage de faire appel plus à l'attention du soudeur qu'à son habileté manuelle.

Les auteurs signalent qu'ils ont construit, à partir d'une machine à oxycoupage de type courant, une machine semi-automatique, dans laquelle un support spécial d'électrode, contenant la poudre fusible, remplace la tête coupante.

La partie manipulée par le soudeur est d'un poids qui ne dépasse pas 13 Kg.; l'ensemble peut être facilement déplacé.

Pour le soudage à la main et pour les soudures verticales, on préconise l'emploi d'électrodes dites «de contact», dont l'extrémité est effectivement en contact avec les pièces à assembler: la fatigue du soudeur est réduite, il peut être moins habile. Le bain de fusion est très peu important, le fil central étant de faible diamètre. La dépense, de 50 % supérieure à celle qui correspond aux électrodes enrobées ordinaires limite l'emploi de ces électrodes aux cas d'exécution les plus difficiles.

Pour réduire la fissuration de la zone de transition, les auteurs estiment avec raison qu'il est important de réduire la vitesse de refroidissement du cordon, soit par préchauffage, soit par l'emploi de courants de forte intensité. A défaut, l'emploi d'électrodes à bas hydrogène leur paraît particulièrement recommendable.

Ils traitent ensuite des problèmes relatifs à l'emploi de la soudure, concernant la rupture par fatigue, la déformation des pièces, les contraintes résiduelles, la porosité et le préchauffage.

A propos de la résistance à la fatigue, ils signalent l'inconvénient des variations brusques de section.

En ce qui concerne la déformation des pièces, qui représente l'un des plus grands inconvénients des constructions soudées par rapport aux constructions rivées, on sait qu'un usinage très soigné permettant un ajustement exact des éléments d'une pièce est indispensable, et que pour un montage donné, le réglage de l'apport de chaleur et l'ordre d'exécution des cordons, réglé de manière à compenser les déformations successives, est essentiel. Il y a toujours intérêt, toutes les fois que la chose est possible, à permettre aux cordons de faire librement leur retrait, et aux pièces de se déformer librement, ce qui présente en outre l'avantage de réduire au minimum les contraintes résiduelles.

Les effets les plus graves des contraintes résiduelles sont, d'après les auteurs, le vieillissement et l'écrouissage qui, lorsque le métal de base présente une micro-fissuration préalable, sont générateurs de ruptures prématurées.

Ils doutent de l'efficacité de la suppression de ces contraintes, soit par traitement thermique, soit par martelage, et estiment qu'il faudrait sans doute employer des températures supérieures à 600° pour obtenir un résultat satisfaisant.

On sait d'ailleurs que, dans une construction bien conçue et exécutée avec soin, l'effet des contraintes résiduelles est faible, et qu'elles agissent peu, en général, sur la charge de rupture. On se trouve, à cet égard, dans des conditions assez analogues à celles de l'emploi de profilés bruts de laminage, qui présentent également des contraintes résiduelles importantes, mais dont on ne se préoccupe guère.

La porosité est due à la présence d'hydrogène dissous; les auteurs estiment, après expérimentation, que l'exécution de nombreuses passes, dans le cas de la soudure à la main de tôles épaisses, ne permet pas, comme

on l'a cru parfois, de porter remède à la porosité; le préchauffage est par contre un remède très efficace.

Dans le cas de la soudure automatique, les observations faites par les auteurs pendant plusieurs années leur ont montré si l'humidité a peu d'effet sur la porosité, la rouille par contre a une importance capitale; si peu que le métal soit piqué, le sablage des surfaces à souder paraît indispensable.

Il a été observé que, en atmosphère humide, la rouille se développe autour des points de soudure de montage, et produit la porosité.

Le soudage automatique, fournissant une plus grande énergie par unité de longueur de cordon paraît plus favorable à l'homogénéité du du cordon de soudure que le soudage manuel.

L'emploi du préchauffage apparaît aux auteurs un peu comme un luxe en ce qui concerne les aciers de construction, sauf lorsqu'il s'agit de soudures bout à bout exécutées à la main sur de fortes épaisseurs, ou du soudage d'aciers à haute résistance à l'extension, qui contiennent jusqu'à 0,25 % de carbone.

Des expériences sont en cours en Angleterre, avec les deux procédés de soudage, notamment sur des membrures d'épaisseur considérable; elles sont exécutées aux basses températures de ce pays, pour déterminer dans quelles limites de température, d'épaisseur du métal, de nature d'électrode, et de quantités d'énergie apportées le préchauffage doit être employé.

Le reste du mémoire traite de l'étude du métal de base, du contrôle des soudures et des problèmes de main d'oeuvre, auxquels les auteurs attachent à juste titre une grande importance surtout lorsqu'il s'agit du soudage manuel.

Mémoire de M. Kollbrunner

M. KOLLBRUNNER s'étend surtout sur le soudage à la main.

Il signale d'abord les défauts rencontrés dans les soudures (porosité, inclusions, de laitier, entailles d'attaque, défaut d'angle et fissures), en précisant dans chaque cas les causes principales et les remèdes correspondants. Il rappelle la nécessité d'un plan de soudage précis, indiquant l'ordre d'exécution des assemblages, et dans chacun d'eux l'ordre d'exécution des cordons de soudure, pour réduire au minimum les contraintes résiduelles. Il paraît admettre, plus que les auteurs du mémoire précédent, l'efficacité du burinage pour les réduire ou les éliminer. On sait que c'est une technique assez délicate qui, mal conduite, pourrait produire des résultats défavorables.

Il rappelle que l'expérience montre que c'est souvent dans la nature du métal de base lui-même qu'il faut rechercher l'origine des fissures, lorsqu'il contient notamment dans le cas des aciers non alliés des proportions excessives de carbone, de soufre ou de phosphore (0,25 % et 0,05 %). Le choix des eléctrodes basiques s'impose alors.

L'adaptation des électrodes aux différentes nuances d'acier est d'ailleurs un problème qui ne donne plus lieu aujourd'hui à des difficultés partlculières.

M. KOLLBRUNNER conclut à la nécessité d'une collaboration étroite entre les constructeurs, le maître de l'oeuvre, les maîtres soudeurs, et les

ouvriers soudeurs dont l'habileté doit être vérifiée d'une manière permanente. Comme nous avons été amené à l'indiquer précédemment, la collaboration des sidérurgistes nous paraît également indispensable pour l'élaboration d'aciers qui ne posent pas de problèmes insolubles aux constructeurs d'ouvrages soudés.

En Suisse, les électrodes acides étaient le plus fréquemment utilisées autrefois. On tend aujourd'hui à employer, dans les ateliers modernes, les électrodes basiques, notamment pour les soudures qui doivent supporter des contraintes élevées à la traction ou des efforts dynamiques; elles ont l'avantage d'être pauvres en hydrogène (ou à hydrogène contrôlé) dont dépendent essentiellement les fissures de la zone de transition.

Elles peuvent être employées soit sur courant continu, ou sur courant alternatif, sans exiger une habileté exceptionnelle du soudeur.

On exécute souvent des soudures mixtes, c'est-à-dire que les deux espèces d'électrodes sont employées dans un même cordon: toutes les passes intérieures sont exécutées à l'aide d'électrodes basiques, les passes extérieures l'étant au moyen d'électrodes acides Moyennant un choix judicieux, on obtient plus aisément des cordons de soudure sans défaut, et présentant une meilleure résilience à basse température. Des essais de compatibilité entre les deux types d'électrodes sont actuellement en cours en Suisse.

M. KOLLBRUNNER signale que tout récemment, une amélioration a encore été rendue possible par l'emploi d'électrodes à haut rendement thermique.

Il indique enfin l'intérêt de l'emploi des électrodes à forte pénétration, qui permettent de réduire au minimum les travaux d'usinage préparatoires à l'exécution des soudures bout à bout, qui sont indispensables avec les électrodes ordinaires, et qui grèvent fortement le prix de la construction. Mais il estime, avec juste raison, que des essais doivent être poursuivis pour mettre la question au point.

En ce qui concerne le soudage automatique, M. KOLLBRUNNER indique, comme M. DIXON et THOMPSON qu'il ne fera pas disparaître le soudage manuel, bien que son importance se soit accrue considérablement en Suisse, dans les entreprises les plus modernes. L'emploi des deux procédés: première passe à la main avec une électrode basique, soudure automatique ensuite, donne d'excellents résultats, moyennant un choix convenable du fil et de la poudre, et permet de réduire l'usinage des pièces à assembler par soudure.

CONCLUSION

En définitive et malgré les quelques divergences que nous avons signalées chemin faisant, les constructeurs sont, dans l'ensemble, d'accord sur les principes de réalisation des constructions soudées, qu'il s'agisse des qualités requises pour les aciers soudables, de la nature des électrodes à utiliser, ou des procédés de soudage. Les dangers signalés, comme leur ordre de gravité font l'objet d'indications semblables.

Les questions proposées ont été très étudiées; leur division, peut être un peu arbitraire, mais utile pour le classement des idées, a entraîné certains auteurs à traiter sous la même rubrique des sujets touchant à l'ensemble du thème. Il ne faut pas s'en étonner, car en matière de cons-

tructions soudées, on ne peut séparer les considérations relatives aux aciers soudables de celles concernant les électrodes, les méthodes de soudage à utiliser et la nécessité de concevoir des formes et des assemblages spécialement adaptés à la soudure. Le caractère monolitique d'un ouvrage soudé ne le permet pas, et c'est là une différence essentielle avec les constructions rivées, qui est également à la source des plus grandes difficultés.

Mais le débat n'est pas épuisé, et les divergences auxquelles nous venons de faire allusion le montrent bien. Comme elles ne peuvent être être levées que par la confrontation des résultats expérimentaux, il est désirable que les recherches continuent dans chacun de nos pays. Pour ne citer qu'un point, mais combien important, nous sommes d'après les exposés présentés, dans l'incertitude au sujet de l'existence d'une corrélation entre la résilience d'un acier et sa sensibilité à l'effet d'entaille. La confrontation de tous les résultats recueillis dans ce domaine paraît indispensable pour aboutir à une conclusion valable, qui permettrait sans doute de réduire les exigences des services de contrôle.

Mais la technique des constructions soudées fait intervenir trop de facteurs, depuis les méthodes d'élaboration de l'acier, dont les progrès peuvent simplifier la technique du soudage et abaisser son prix, jusqu'au burinage éventuel du cordon de soudure, en passant par la conception des formes, le choix des électrodes et la mise en oeuvre proprement dite, pour qu'il ne paraisse pas éminemment souhaitable que, dans chaque pays, une collaboration plus étroite soit établie entre les sidérurgistes, les soudeurs et les constructeurs.

C'est peut-être un peu en raison d'un rapprochement insuffisant entre ces spécialistes que la première partie du thème, relative à l'étude systématique des formes constructives n'a été abordée par aucun auteur en ce qui concerne les formes générales des constructions soudées.

RÉSUMÉ

Le Thème III comporte trois paragraphes.

Le premier concerne l'étude systématique des formes des constructions soudées.

M. POPP a exposé les rsultas d'essais exécutés sur les essemblages courants exécutés dans les ponts soudés, notamment en vue de leur résistance à la fatigue, comportant poit des cordons d'angle, soit des cordons d'angle, soit des cordons bout à bout; les seconds seuls étaient terminés lorsqu'il a rédigé son Mémoire. Utilisant les résultats d'essais exécutés antérieurement, il a pu ainsi établir les courbes de résistance et proposer, pour les ponts de chemins de fer soudés, des contraintes limites de fatigue plus élevées que celles qui étaient adoptées précédemment.

D'autres essais sont poursuivis sur des ouvrages en exploitation.

MM. WÄSTLUND et ÖSTLUND relatent une étude expérimentale sur la distribution des contraintes dans les cordons de soudure d'angle, qui sont calculés comme supportant exclusivement des contraintes de cisaillement. Ils en ont déduit que les contraintes normales paralleles ou perpendiculaires à la direction du cordon, lorsque l'assemblage est soumis

à la traction, sont de faible importance. Les résultats concernant la répartition des contraintes de cisaillement sur des soudures relativement longues, cas où l'interprétation des essais est la moins malaisée, confirment que c'est vers leurs extrémités que se produisent les maxima.

Le second paragraphe a trait aux aciers employés en construction soudée.

M. DELCAMP a fait un tableau d'esemble des possibilités offertes par les aciers français, en rappelant les essais exécutés par l'Institut français de recherches de la construction navale, et en insistant sur les possibilités d'amélioration de l'acier THOMAS.

MM. ERICKSON et MORGAN ont présenté les aciers utilisés pour la construction des ponts aux Etats-Unis.

M. KÜHNEL a plus spécialement exposé les exigences de la technique du soudage concernant l'acier à construction allemand.

On a ainsi un panorama des aciers doux et des aciers mi-durs utilisés dans les trois pays, et l'on constate que leurs qualités respectives sont très voisines de celles employées en Angleterre, pour laquelle la question a été traitée dans le paragraphe suivant (MM. DIXON et THOMPSON).

L'accord est à peu près réalisé sur les conditions relatives à la composition chimique, aux essais mécaniques, aux essais de fragilité, à la détermination de la température de transition. Il n'est pas établi encore sur les essais de soudabilité, qu'il s'agisse de soudabilité locale, ou de soudabilité globale. Les Ingénieurs soudeurs n'ont d'ailleurs pas tout-à-fait le même point de vue que les constructeurs, qui ont surtout besoin d'essais de contrôle relativement simples, à pratiquer sur des aciers préalablement agréés comme «soudables». La question ne paraît pouvoir être résolue que par une collaboration entre Ingénieurs sidérurgistes, soudeurs et constructeurs.

Le troisième pragraphe est relatif aux différents procédés de soudage utilisés dans la réalisation des assemblages.

MM. DIXON et THOMPSON, après avoir envisagé le point de vue économique, ont traité d'un point de vue essentiellement pratique le soudage à la main, le soudage semi-automatique et le soudage automatique. Ils ont examiné les conditions de la fissuration, de la rupture par fatigue, de la déformation des pièces, et les questions des contraintes résiduelles, de la porosité et du préchauffage. Leur Mémoire est riche d'expérience, et conclut nettement en faveur de l'emploi plus fréquent de machines automatiques, au semi-automatiques, bien que le soudage à la main doive continuer à être utilisé.

M. KOLLBRUNNER a surtout traité du soudage à la main. Rappelant les défauts rencontrés dans les soudures, il en a précisé les causes et les remèdes, et rappelé l'importance de l'adaptation des électrodes au métal de base utilisé. Il signale l'emploi de plus en plus fréquent, en Suisse, des électrodes basiques, et l'emploi simultané des électrodes acides et basiques dans une même soudure, pour éviter les défauts, et obtenir une meilleure résilience à basse température. Il préconise l'emploi d'électrodes à haut rendement thermique et à forte pénétration, qui procurent une réduction importante des dépenses d'usinage. Il signale l'emploi de plus en plus important du soudage automatique en Suisse.

SUMMARY

Theme III is divided into three parts.

The first part deals with the systematic investigation of welded structures constructional details.

Mr. POPP reports results of experiments carried out on various types of assemblies currently used in welded bridge construction, incorporating butt or fillet welds, and deals more particularily with their resistance to fatigue; only butt welds had been expermented when his contribution was written. Making use of experimental data obtained previously, he plotted resistance curves and recommends, for welded railway bridges, higher permissible fatigue stresses than those used at present.

Further tests are being carried out on bridges in operation.

Mssrs. WÄSTLUND and ÖSTLUND report on experimental work on stress distribution in fillet welds, calculated as resisting only to shearing stresses. They conclude that the effect of the normal stresses at right angles and parallel to the longitudinal direction of the weld is negligible when it is submitted to tensile forces. Results referring to the shearing stress distribution in relatively long welds, this being the case for which the interpretation of the results is the easiest, confirm that the maximum stresses take place at the ends of the welds.

The second part deals with the different types of structural steels for welded structures.

Mr. DELCAMP describes the different types of french steels, referring to the experiments carried out by the «French Institute for Shipbuilding Research», and insists upon the possibility of improving the quality of Thomas processed steels.

Messrs. ERICKSON and MORGAN describe the different kinds of steel used in bridge construction in the United States.

Mr. KÜHNEL reports on the requirements of the welding technique as referred to the current types of German structural steel.

This gives a general outlook on the mild and medium tensile steels currently used in these three countries and it is noticied that they are very similar to those used in England (see Messrs. DIXON and THOMPSON'S contribution, included in the third part of this theme).

Agreement seems to be reached on the chemical composition requirements, as well as on the mechanical, fragility and transition temperature tests. This is not the case where weldability, tests either local or global, are concerned. Welding Engineers do not have the same requirements as Constructing Engineers who merely need relatively simple control tests to be carried out on steels previously labeled as weldable. This question can only be solved through a close collaboration between Siderurgical Welding and Constructing Engineers.

The third part deals with the various welding methods used in welded steel construction.

Messrs. DIXON and THOMPSON, after referring to the economical aspect of the question, deal with the pratical side of manual semi-automatic and automatic welding processes. They show the advantages of

the contact electrodes in manual welding. They also consider welding in the light of cracking, failure due to fadigue, structure deformation, residual stresses, porosity and pre-heating. Their contribution is based on practical experience and recommends the frequent use of automatic and semi-automatic, welding machines even though manual welding cannot be entirely discontinued.

Mr. KOLLBRUNNER is mainly concerned with manual welding. After referring to the defects currently found in welds, he deals with their causes and remedies and stresses the importance of adapting the electrodes to the basic material. He refers to the increasingly frequent use of basic electrodes in Switzerland and to the simultaneous use of acid and basic electrodes in a single weld so as to improve its quality and obtain a better notched bar tenacity at low temperature. He recommends the use of high thermal efficiency and penetration electrodes so as to obtain a strong reduction of machining expenses. He reports the increasing use of automatic welding in Switzerland.

ZUSAMMENFASSUNG

Des Thema III besteht aus 3 Abschnitten.

Der erste enthält eine systematische Studie der geschweissten Konstruktionsformen.

Herr POPP legt die Versuchsergebnisse dar, die an geschweissten Brücken, besonders hinsichtlich der Ermüdungserscheinungen durchgeführt wurden und zwar sowohl für rechtwinklig angeschweisste Stücke wie auch für gestossene. Als er seine Abhandlung niederschrieb, waren lediglich die Letzteren beendet. Auf Grund der Ergebnisse von früheren Versuchen konnte er Kurven über die Ermüdungserscheinungen aufstellen und er schlug für geschweisste Stahlbrücken höhere zulässige Ermüdungsgrenzen vor, als sie bisher erlaubt waren.

Weitere Versuche werden an im Betrieb stehenden Brücken durchgeführt.

Die Herren WÄSTLUND und ÖSTLUND berichten über Versuche, die durchgeführt wurden um die Verteilung der Spannungen in K-Nähten zu erfassen; diese werden unter der Annahme berechnet, dass nur Schubspannungen vorhanden seien. Es wird gezeigt, dass die, in bezug auf das Schweissgut parallelen und senkrechten Normalspannungen von geringer Bedeutung sind, wenn die geschweisste Verbindung auf Zug beansprucht wird. Die Ergebnisse über die Verteilung der Schubspannungen über relativ lange Schweissnähte, für welche die Versuchsergebnisse am ehesten zutreffen, bestätigen, dass die grössten Schubspannungen an den äussersten Enden auftreten.

Der zweite Abschnitt bezieht sich auf die Stähle, die für die geschweissten Konstruktionen verwendet werden.

Herr DELCAMP gibt eine Zusammenstellung der in Frankreich verfügbaren Stähle, indem er sich auf die vom Institut français de recherches de la construction navale gemachten Versuche stützt; er legt dabei grosses Gewicht auf die Verbesserungsmöglichkeiten der THOMAS-Stähle.

Die Herren ERICKSON und MORGAN behandeln die in den Vereinigten Staaten für den Brückenbau verwendeten Stähle.

Herr KÜHNEL berichtet über die speziellen Anforderungen, die Schweisstechniker in Deutschland an die Stähle stellen.

So erhält man eine Uebersicht über die in den drei Ländern verwendeten Stähle und man stellt fest, dass ihre Eigenschaften sehr ähnlich sind denen der Stähle, die man in England verwendet und die im folgenden Abschnitt behandelt werden. (Herren DIXON und THOMPSON).

Die Uebereinstimmung ist fast eine vollständige in der chemischen Zusammensetzung, dem mechanischen Verhalten, und der Sprödigkeit. Sie ist noch nicht bewiesen für die lokale Schweissbarkeit und die Schweissbarkeit als Ganzes. Die Schweisstechniker sind übrigens nicht gleicher Ansicht wie die Konstrukteure, die hauptsächlich einer einfachen Kontrollmethode bedürfen, die auf alle Stähle angewendet werden kann, die bereits zum Schweissen zugelassen sind. Diese Frage wird nur in Zusammenarbeit von Metallurg, Schweisstechniker und Konstrukteur gelöst werden können.

Der dritte Abschnitt behandelt die verschiedenen Schweissvorgänge, die zur Herstellung von Schweissverbindungen angewendet werden.

Die Herren DIXON und THOMPSON würdigen zuerst die wirtschaftliche Seite des Problems. Dann behandeln sie vom Gesichtspunkt des Praktikers aus die Handschweissung, das halbautomatische und schliesslich das vollautomatische Schweissen. Sie weisen auf die Vorteile hin, die sich bei Kontaktelektroden für die Handschweissung ergeben. Ferner betrachten sie das Problem des Schrumpfens des Schweissgutes, der Deformation, der Schrumpfspannungen, der Porosität und des Vorwärmens. Ihre Abhandlung zeugt von grosser Erfahrung und folgert deutlich die vermehrte Anwendung von automatischen oder halbautomatischen Maschinen, obgleich die Handschweissung ihre Bedeutung nicht verloren hat.

Herr KOLLBRUNNER befasst sich zur Hauptsache mit der Handschweissung. Er ruft die Fehler am Schweissgut in Erinnerung, er führt die Fehler und ihre Beseitigung an und betont die Wichtigkeit der Anpassung der Elektrode an das Grundmaterial. Er beschreibt in Kürze die in der Schweiz immer mehr zur Anwendung kommenden basischen Elektroden und die gleichzeitige Verwendung von basischen und sauren Elektroden im gleichen Schweissgut, um damit Fehler zu vermeiden. Er befürwortet sodann die Anwendung von Elektroden mit höheren Temperaturen und grosser Tiefenwirkung, die eine wesentliche Verringerung der Betriebskosten zur Folge haben. Er macht ferner auf die immer grösser werdende Verwendung der automatischen Schweissung in der Schweiz aufmerksam.

RESUMO

O Tema III divide-se em três parágrafos.

O primeiro trata do estudo sistemático das formas construtivas das estruturas soldadas.

O Sr. POPP expõe resultados de ensaios executados em diversos tipos de ligações comportando soldaduras de canto ou de topo, correntemente utilizados em pontes soldadas, e no decorrer dos quais estudou em particular a resistência à fadiga; na altura em que redigiu a sua contribuição só se encontravam concluídos os ensaios referentes aos cordões

de topo. Utilizando resultados de ensaios anteriores, poude estabelecer curvas de resistência e propõe, para pontes soldadas de caminho de ferro, tensões admissíveis superiores às anteriormente adoptadas.

Estão-se actualmente realizando mais ensaios em estruturas em serviço.

Os Srs. WÄSTLUND e ÖSTLUND relatam um estudo experimental que realizaram acerca da distribuição das tensões em cordões de soldadura de canto calculados para a hipótese de só poderem resistir a esforços de corte. Deduziram dos referidos ensaios que em ligações submetidas à tracção, as tensões normais, paralelas ou perpendiculares à direcção do cordão, são desprezíveis. Os resultados relativos à repartição das tensões de corte nas soldaduras relativamente compridas, para as quais a interpretação dos resultados é menos difícil, confirmam que os máximos ocorrem nas extremidades.

O segundo parágrafo trata dos diferentes tipos de aço empregados nas estruturas soldadas.

O Sr. DELCAMP faz uma descrição das possibilidades que oferecem os aços franceses e lembra os ensaios efectuados pelo Instituto Francês de Pesquizas de Construção Naval, insistindo sobre as possibilidades de melhoramento do aço THOMAS.

Os Srs. ERICKSON e MORGAN apresentam os aços utilizados na construção das pontes nos Estados Unidos.

O Sr. KÜHNEL trata em especial das exigências impostas à técnica da soldadura pelos aços de construção alemães.

Obtém-se assim uma idéia geral sobre os aços macios e meio-duros utilizados nos três países e constata-se que as respectivas qualidades são muito semelhantes às dos empregados em Inglaterra (ver a contribuição dos Srs. DIXON e THOMPSON no parágrafo seguinte).

O acordo é quase completo no que diz respeito às condições referentes à composição química, ensaios mecânicos e de fragilidade, determinação da temperatura de transição, não estando ainda nada fixado no que diz respeito aos ensaios de soldabilidade, quer se trate de soldabilidade local, quer de soldabilidade global.

Os Engenheiros Soldadores não encaram, aliás, o problema da mesma maneira que os Engenheiros Construtores que necessitam principalmente de ensaios de controle relativamente simples efectuados sobre aços prèviamente aceites como «soldáveis». O problema só parece poder resolver-se mediante uma colaboração estreita entre Engenheiros Siderúrgicos, Soldadores e Construtores.

O terceiro parágrafo refere-se aos diferentes processos de soldadura utilizados na realização das estruturas.

Os Srs. DIXON e THOMPSON, depois de examinarem o aspecto económico do problema, tratam a questão da soldadura manual, semi-automática e soldadura automática do ponto de vista essencialmente prático. Indicam as vantagens dos eléctrodos de contacto no caso da soldadura manual. Tratam os problemas de fissuração, rotura por fadiga, deformação dos conjuntos, tensões residuais, porosidades e preaquecimento das soldaduras. A contribuição é toda baseada em ensinamentos práticos e a conclusão é francamente em favor da utilização mais frequente de máquinas de soldar automáticas ou semi-automáticas não pondo porém completamente de parte a soldadura manual que deve continuar a ser utilizada em certos casos.

O Sr. KOLLBRUNNER trata principalmente da soldadura manual. Lembrando os defeitos normalmente encontrados nas soldaduras, refere-se às causas e remédios, insistindo sobre a importância de adaptar os electrodos ao metal de base utilizado. Assinala o emprego, cada vez mais frequente na Suíça, dos electrodos básicos e o emprego simultâneo de electrodos ácidos e básicos num mesmo cordão para evitar defeitos e obter uma melhor resiliência a baixa temperatura. Preconisa o emprego de electrodos de alto rendimento térmico e de forte penetração que permitem obter uma redução importante do acabamento mecânico. Assinala o emprego cada vez mais frequente da soldadura automática na Suíça.

III a 1

Neuere Erkenntnisse und Versuchsergebnisse anlässlich der Neubearbeitung der Vorschriften der Deutschen Bundesbahn für die Berechnung geschweisster Eisenbahnbrücken

Novas noções e resultados experimentais para o cálculo de pontes soldadas obtidos quando da revisão das normas dos Caminhos de Ferro Alemães

Notions nouvelles et résultats d'expériences pour le calcul des ponts soudés obtenus lors de la révision des normes des Chemins de Fer Allemands

New ideas and experimental results for welded bridge calculation obtained while revising the German Railways Standards

Dr. Ing. C. POPP
München

A. *Allgemeines.*

Im Hinblick auf die in den letzten zwei Jahrzehnten auf dem Gebiet der Schweisstechnik erzielten Fortschritte und angesichts der in dieser Zeitspanne in ständiger Wechselwirkung von Versuch und Erfahrung ermöglichten tiefen Einblicke in die besonderen Eigenarten des neuen Konstruktionsverfahrens war auch die Deutsche Bundesbahn vor die schwierige Aufgabe gestellt, die erstmalig im Jahre 1935 herausgegebenen «vorläufigen Vorschriften für geschweisste, vollwandige Eisenbahnbrükken» einer grundlegenden Neubearbeitung zu unterziehen. Diese Vorschriften sind zwar durch eine Reihe von Berichtigungsblätter fortlaufend ergänzt worden, entsprechen aber trotzdem, insbesondere hinsichtlich des Berechnungsverfahrens, im wesentlichen noch dem Stand der Schweisstechnik des Jahres 1935; sie sind auf den Ergebnissen der im gleichen Jahr, also in einem sehr weit zurückliegenden Abschnitt der schweisstechnischen und technologischen Entwicklung veröffentlichten Dauerfestigkeitsversuchen mit Schweissverbindungen (den «Kuratoriumsversuchen») aufgebaut und müssen demnach als überholt angesehen werden. Mit der Neubearbeitung wurde von der Hauptverwaltung der Deutschen Bundesbahn eine aus Angehörigen der Deutschen Bundesbahn, sowie aus namhaften Vertretern der Wissenschaft und Industrie gebildete Arbeitsgemeinschaft betraut, die ihre verantwortungsvolle Arbeit nach mehrjährigen Beratungen im Dezember 1954 zum Abschluss bringen konnte.

Die im Zuge der Neubearbeitung notwendingen umfassenden Untersuchungen waren von dem durch den scharfen Wettbewerb der verschiedenen Bauweisen bedingten Bestreben beherrscht, eine möglichst weitgehende Ausnutzbarkeit der Werkstoffe zu ermöglichen, um so die Wirtschaftlichkeit geschweisster Konstruktionen weiter steigern zu können. Worauf es vor allem ankommt, ist die Möglichkeit, an Werkstoff sparen und leichter bauen zu können, selbst wenn diese Forderung naturgemäss einen grösseren Aufwand beim Entwurf und bei der Berechnung sowie grössere Schwierigkeiten in der Fertigung bedingt.

B. ***Das Verhalten der Werkstoffe und der Schweissverbindungen bei Dauerbeanspruchung.***

Von Wöhler wurde zuerst nachgewiesen, dass der Bruch eines Bauteils nicht nur durch eine, die absolute Festigkeit des Werkstoffes überschreitende statische d. h. langsam anwachsende Belastung herbeigeführt wird, sondern dass es schon bei verhältnismässig kleinen Spannungshöchstwerten zu einem Bruch kommen kann, wenn der Bauteil sehr häufig zwischen zwei Lastgrenzen be- und entlastet wird oder einem Spannungszustand unterworfen ist, der sehr oft wiederholte rythmische Änderungen erfährt. Wir haben somit grundsätzlich zwischen statischer Festigkeit und Dauerfestigkeit zu unterscheiden, bei deren Überwindung der statische bzw. der Dauerbruch eintritt. Im Gegensatz zum statischen ist der Dauerbruch (auch bei dehnbaren, zähen Werkstoffen) ein verformungsloser spröder Bruch, der, ausgehend von Fehlstellen des Gefüges oder von Stellen örtlich erhöhter Beanspruchungen, im Zuge der häufig wiederholten rythmischen Änderungen des Spannungszustandes durch allmähliche Zerrüttung und Lösung der inneren Bindungen des Werkstoffes sich langsam ausbreitet, um dann ohne Vorankündigung durch merkbare bleibende Formänderungen ganz plötzlich durchzuschlagen.

Für die in hohem Masse dynamisch beanspruchten Eisenbahnbrücken ist die Frage der Dauerfestigkeit geschweisster Konstruktionen und die Kenntnis aller Faktoren, die sie beeinflussen können, von grösster Bedeutung.

Voraussetzung für eine gute Schweissverbindung ist die Bedingung, dass auch der Grundwerkstoff an den Schweisstellen mitgeschmolzen wird. So wird die Schweissverbindung zu einer Art Verbundkörper, der aus mehreren Zonen mit oft stark unterschiedlichen Eigenschaften besteht. Unmittelbar an die flüssig gewesene «Schweissnahtzone» schliesst sich der als «Einbrandzone» bezeichnete Bereich an, in dem der Grundwerkstoff schmilzt und die Bindung zwischen diesem und dem Schweissgut erfolgt. Zwischen der Einbrandzone und dem nicht beeinflussten Grundwerkstoff liegt die sogenannte «Übergangszone», die ebenfalls stark erhitzt, der Schmelpzpunkt jedoch nicht erreicht wird. Diese durch den Schmelzvorgang beim Schweissen gefüge- und eigenschaftsmässig stark beeinflussten Zonen können für die Eigenschaften und das Verhalten der Schweissverbindung als Ganzes entscheidend sein. Die Dauerfestigkeit einer Schweissverbindung hängt danach sowohl von der Dauerfestigkeit des Grundwerkstoffes, als auch von der des Schweissgutes und der Übergangszone ab.

Von grossem Einfluss auf die Dauerfestigkeit der Schweissverbindungen ist die Kerbwirkung, d. h. eine Spannungsverteilung mit der Ausbildung einer mehr oder weniger stark ausgeprägten Spannungsspitze. Kerben können einen vorzeitigen Anriss bewirken, von dem dann der Dauerbruch ausgeht.

Aus zahlreichen Dauerversuchen mit Schweissverbindungen kennt man die innere Kerbwirkung, die durch eine fehlerhafte Schweissnaht entsteht und die äussere Kerbwirkung, die einerseits durch die Einbrandkerben oder durch Kerben in der Schweissraupe und andererseits durch die äussere Gestaltung der Schweissnaht als Stumpfnaht, K-Naht, Stirn- oder Flankenkehlnaht verursacht wird. Zu den Kerbspannungen, die grundsätzlich die Güte einer Schweissverbindung beeinflussen können, gehören auch die Eigenspannungen, die infolge der partiellen Erwärmung beim Legen der Schweissnaht zur Ausbildung gelangen.

Das Hauptproblem der Schweisstechnik liegt bei der Stahlerzeugung. Zu fordern wäre ein Baustahl, der durch den Schweissvorgang möglischst keinerlei Beeinträchtigung der Dauerfestigkeit, Dehnbarkeit, Kerbzähigkeit u. s. w. erleidet. Ein wesentliches Merkmal geschweisster Tragwerke, das diese von genieteten Konstruktionen unterscheidet, ist die durch den Schweissvorgang bedingte, im allgemeinen mit einem Verlust an Dehnfähigkeit und einer entsprechenden Verminderung der plastischen Reserve verknüpfte mehr oder weniger starke Versprödung. Im Hinblick auf die Sprödbruchgefahr infolge der Eigenspannungen (Zwängungsspannungen), die im Werkstoffinneren meist räumliche Zugspannungszustände sind, ist eine hohe Trennbruchsicherheit des Werkstoffes, d. h. ein grosses Verhältnis der Trennfestigkeit zum Gleitwiderstand von grösster Bedeutung und für die Sicherheit geschweisster Stahlbauten entscheidend. Dies umsomehr, als bei dem heutigen Stand der Forschung die Eigenspannungen im Spannungsnachweis nicht berücksichtigt werden können und demnach der Trennbruchgefahr mit den üblichen Mitteln der Bemessung, auch bei noch so genauer Berechnung der auftretenden Spanngrössen, nicht wirksam zu begegnen ist.

Durch zweckmässige Wahl einer zum Grundwerkstoff passenden Elektrode kann man im Schweissgut die angestrebte, etwa gleiche chemische Zusammensetzung wie im Grundwerkstoff und auch gleichartige Festigkeitseigenschaften erreichen.

Unter den aufgezählten dauerfestigkeitsmindernden Einflüssen kommt der «äusseren Kerbwirkung» und zwar vor allem der Wirkung der Einbrandkerben, die sich an der Oberfläche des Bauteils an Stellen des Überganges von der Schweissraupe zum Grundwerkstoff bilden, besondere Bedeutung zu. Sie ist von der Kerbempfindlichkeit des Grundwerkstoffes abhängig und beim härteren, höherwertigen Baustahl St 52 grösser als beim Baustahl St 37. Ferner wird sie auch von der Art der verwendeten Elektrode beeinflusst. Blanke Elektroden und Seelenelektroden ergeben scharfe Einbrandkerben, während mit den hochwertigen ummantelten Elektroden Flach- und Hohlnähte mit einem gleichmässigeren Übergang zum Grundwerkstoff und entsprechend kleinerer Kerbwirkung hergestellt werden können. Rauhe Oberflächen und Oberflächenverletzungen haben eine ähnliche Wirkung wie die Einbrandkerben; dies gilt auch für Krafteinleitungsstellen und Kraftumlenkungsstellen. Als stark

dauerfestigkeitsmindernd erweist sich bei Stirnkehlnähten die durch den ungünstigen Kraftfluss bedingte Spannungsspitze an der Nahtwurzel sowie der unverschweisste Luftspalt zwischen den verschweissten Teilen, der die Wirkung einer sehr scharfen Kerbe hat.

Diese unter der Bezeichnung «äussere Kerbwirkung» zusammengefassten dauerfestigkeitsmindernden Einflüsse können durch geeignete Massnahmen zum Teil wesentlich gemildert werden. Vor allem sind die einzelnen Schweissverbindungen dem Kraftverlauf gut anzupassen, damit ein möglichst ungestörter Kraftfluss gewährleistet ist. Der Ausbildung von Spannungsspitzen ist durch schlanke Gestaltung des Kraftlinienverlaufes, durch kerbmilde Übergänge und endkraterfreie Nahtenden sowie durch Verwendung dauerfestigkeitsmässig günstiger Raupenformen wirksam zu begegnen.

Die durch zahlreiche Dauerversuche nachgewiesene grosse Überlegenheit der Stumpfnaht beruht darauf, dass diese einen nahezu ungestörten Kraftfluss gestattet, der sich von dem im ungestossenen Blech nur wenig unterscheidet. Der schädliche Einfluss von Einbrandkerben kann durch sorgfältiges Ausschleifen der Übergänge von der Schweissraupe zum Grundwerkstoff beseitigt und auf diese Weise die Dauerfestigkeit des Stumpfstosses wesentlich erhöht werden. Durch blechebenes Abarbeiten der Schweissraupe in Richtung des Kraftflusses kann die Dauerfestigkeit der querbeanspruchten Stumpfnaht sogar um etwa 20 % auf Festigkeitswerte gehoben werden, die nur wenig unter denen des Grundwerkstoffes liegen. Unerlässliche Voraussetzung hierfür ist die Bearbeitung in Richtung des Kraftflusses, da sich eine Bearbeitung quer zur Kraftrichtung sogar dauerfestigkeitsmindernd auswirken würde; die Riefen einer Bearbeitung quer zur Kraftrichtung können als Oberflächenkerben die Dauerfestigkeit sogar unter die der unbearbeiteten Stumpfnaht herabsetzen. Sinngemäss gilt dies ganz allgemein für alle quer zur Richtung des Kraftflusses liegenden Kerben.

Bei Kehlnähten kann die Kerbwirkung durch Bearbeitung der Nahtübergänge weit weniger beeinflusst und die Dauerfestigkeit bestenfalls um etwa 10 % gehoben werden. Dies liegt darin begründet, dass die Spannungsspitze an der Kehlnahtwurzel und der als scharfe Kerbe wirkende unverschweisste Luftspalt zwischen den verschweissten Teilen durch den Bearbeitungsprozess nicht beseitigt werden kann. Wesentlich günstiger verhält sich dagegen die K-Naht, die für den Kreuzstoss in Frage kommt. Diese Verbindung unterscheidet sich vom Kreuzstoss mit umlaufenden Kehlnähten grundsätzlich dadurch, dass die Wurzel bei der K-Naht durchgeschweisst und so die scharfe Kerbwirkung des unverschweissten Luftspaltes beseitigt ist. Da ausserdem der Kraftfluss in der K-Naht dem im angeschlossenen Blech sehr gut angepasst ist, liegen die ihr zugeordneten Dauerfestigkeitswerte nur wenig unter denen der unbearbeiteten Stumpfnaht.

Auch die «innere Kerbwirkung», die durche Poren, Schlackeneinschlüsse, Bindefehler im Nahtgrund, mangelhafte Auskreuzung der Nahtwurzel oder durch feine Risse verursacht wird, kann einen sehr bedeutenden dauerfestigkeitsmindernden Einfluss haben; sie kann sogar grösser als die äussere Kerbwirkung sein und die Brauchbarkeit einer äusserlich gut aussehenden Schweissnaht in Frage stellen. Der Durchstrahlung der

Schweissnähte kommt deshalb grösste Bedeutung zu. Ebenso erscheint die Gewährleistung der Herstellungssorgfalt durch fortlaufende Überprüfung der Schweisser und durch strenge Überwachung der Schweissarbeiten unerlässlich.

Die beim Schweissen entstehenden Eigenspannungen (Zwängungsspannungen) haben praktisch keinen Einfluss auf die Dauerfestigkeit der Schweissverbindungen. Für spannungsfrei geglühte Schweissverbindungen konnten keine höheren Dauerfestigkeitswerte festgestellt werden als für die unter sonst gleichen Bedingungen geprüften, nicht spannungsfrei geglühten Probekörper. Damit ist nicht gesagt, dass dem Spannungsfreiglühen in der Schweisstechnik keine Bedeutung zukommt. Es sei vielmehr besonders hervorgehoben, dass zwar die Dauerfestigkeit durch Spannungsfreiglühen nicht beeinflusst werden kann, dass jedoch durch dieses Mittel der durch Eigenspannungen bedingten Sprödbruchgefahr bei geschweissten Tragwerken wirksam zu begegnen ist. Es handelt sich hier um zwei grundsätzlich unterschiedliche Werkstoffeigenschaften, von denen eine (die Dauerfestigkeit) durch Eigenspannungen praktisch überhaupt nicht, die andere (die Trennbruchneigung) dagegen durch diese ganz wesentlich beeinflusst wird.

C. *Die Dauerfestigkeiten σ_D der Grundwerkstoffe und der Schweissverbindungen.*

Um die zulässigen Dauerbeanspruchungen festlegen zu können, müssen die Dauerfestigkeiten der Grundwerkstoffe und der einzelnen Schweissverbindungen bekannt sein. Dazu war ein eingehendes Studium des sehr umfangreichen einschlägigen Schrifttums notwendig. Die Auswertung der zahlreichen Veröffentlichungen über durchgeführte Dauerfestigkeitsversuche mit Schweissverbindungen war mit grossen Schwierigkeiten verbunden, da die stark unterschiedlichen Ausgangsbedingungen sowie die vielfach recht lückenhaften und ungenauen Angaben den Vergleich sehr erschwerten; hinzu kommt die starke Streuung der Ergebnisse an sich vergleichbarer Untersuchungen. Ferner liegen nicht für alle benötigten Schweissverbindungen, sowie Beanspruchungsarten und Baustahlsorten, hinreichend zuverlässige Versuchsergebnisse vor. In der Hauptsache beziehen sich diese auf die Zugschwellfestigkeit von Schweissverbindungen aus Baustahl St37. Brauchbare Angaben über Wechselfestigkeiten und Druckschwellfestigkeiten sind im Schrifttum nur in geringer Zahl und solche für Zwischenwerte im Wechselbereich $(-1 < \varkappa = \frac{\min \sigma}{\max \sigma} < 0)$ und Schwellbereich $(0 < \varkappa = \frac{\min \sigma}{\max \sigma} < +1)$ überhaupt nicht zu finden. Für die Dauerfestigkeiten von Schweissverbindungen aus Baustahl St 52 liegen noch bedeutend weniger Versuchsergebnisse vor.

Auf Grund sorgfältiger Untersuchungen gelangte man schliesslich bei der Festlegung der Dauerfestigkeitslinien für die Grundwerkstoffe und die verschiedenen Schweissverbindungen zu den im Bild 1 und 2 vorgesehenen Dauerfestigkeitswerten; diese sind aus den im Schrifttum vorliegenden Zahlenangaben unter Berücksichtigung und Wertung aller in den betreffenden Veröffentlichungen hinsichtlich Art und Durchfüh-

Die den zulässigen Dauerbeanspruchungen zulσ_D zugrunde gelegten Dauerfestikeiten σ_D
Baustahl St52

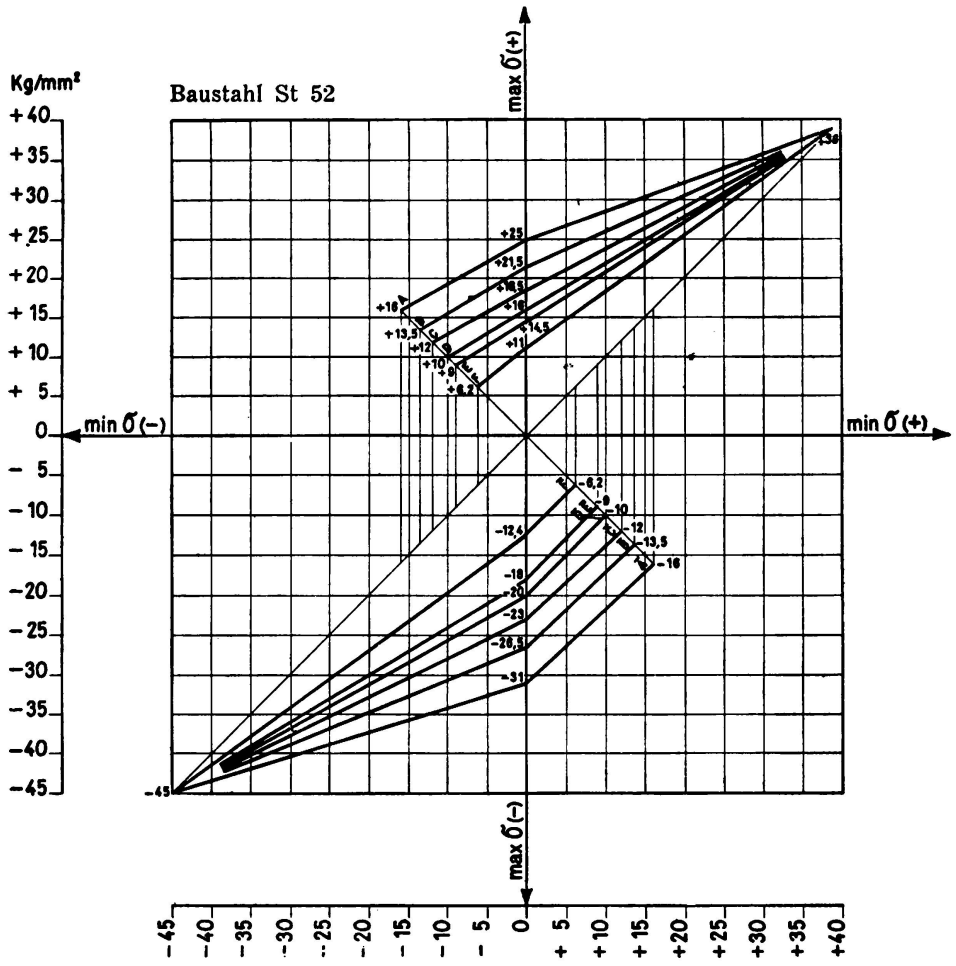
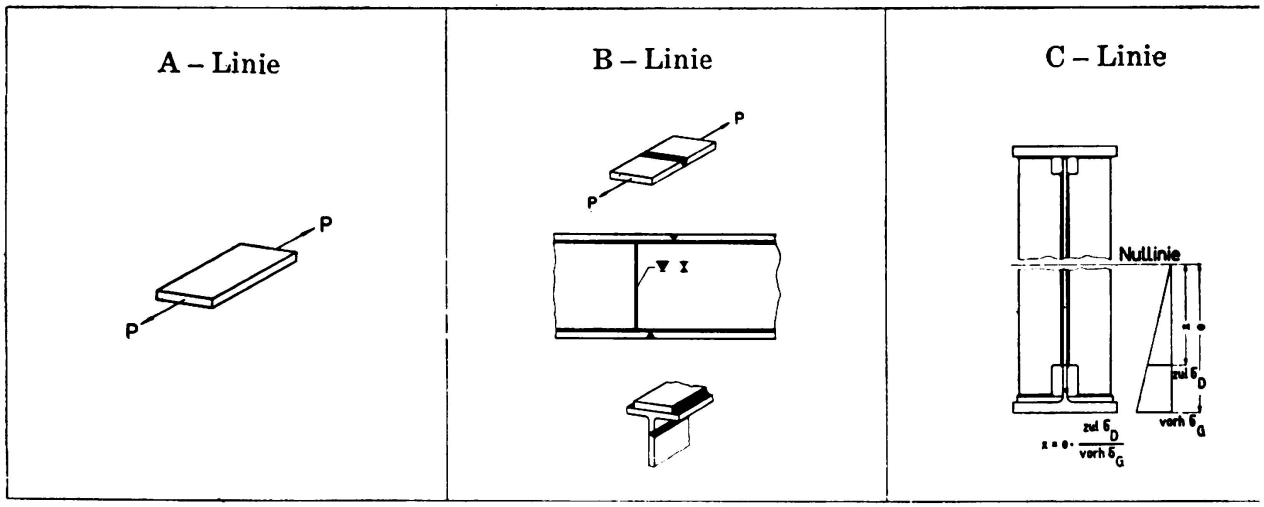


BILD 1



A und $\overline{A}$: Grundwerkstoff-Vollstab.

B und $\overline{B}$: Stumpfnaht-Sondergüte (Naht quer zur Kraftrichtung, kerbfrei in Kraftrichtung blecheben bea

C und $\overline{C}$: Stegblech am Ende von Aussteifungen, wenn die Kehlnähte der Steifen um die Kanten von Auss

D und $\overline{D}$: Stumpfnaht-Normalgüte (Naht quer zur Kraftrichtung, Wurzel gegengeschweisst, durchstrahlt) in der Zugzone an den Übergängen nicht bearbeitet werden.

E und $\overline{E}$: K-Naht, quer zur Kraftrichtung. Stosslasche oder Grundquerschnitt am Ende einer Gurtplatte i nähte um die Kanten der Schottbleche herumgezogen werden (Im Druckschwellbereich nach Linie C). Stab mit s gänge abgearbeitet werden.

F un $\overline{F}$: Kehlnaht, quer zur Kraftrichtung. Stosslasche oder Grundquerschnitt am Ende einer Gurtplatte i Gurt von Vollwandträgern mit Quer- oder Längsnäthen wie von Aussteifungen und Schwellenwinkeln; (In Drucks beitung.

Die den zulässigen Dauerbeanspruchungen zul σ_D zugrunde gelegten Dauerfestikeiten σ_D
Baustahl St37

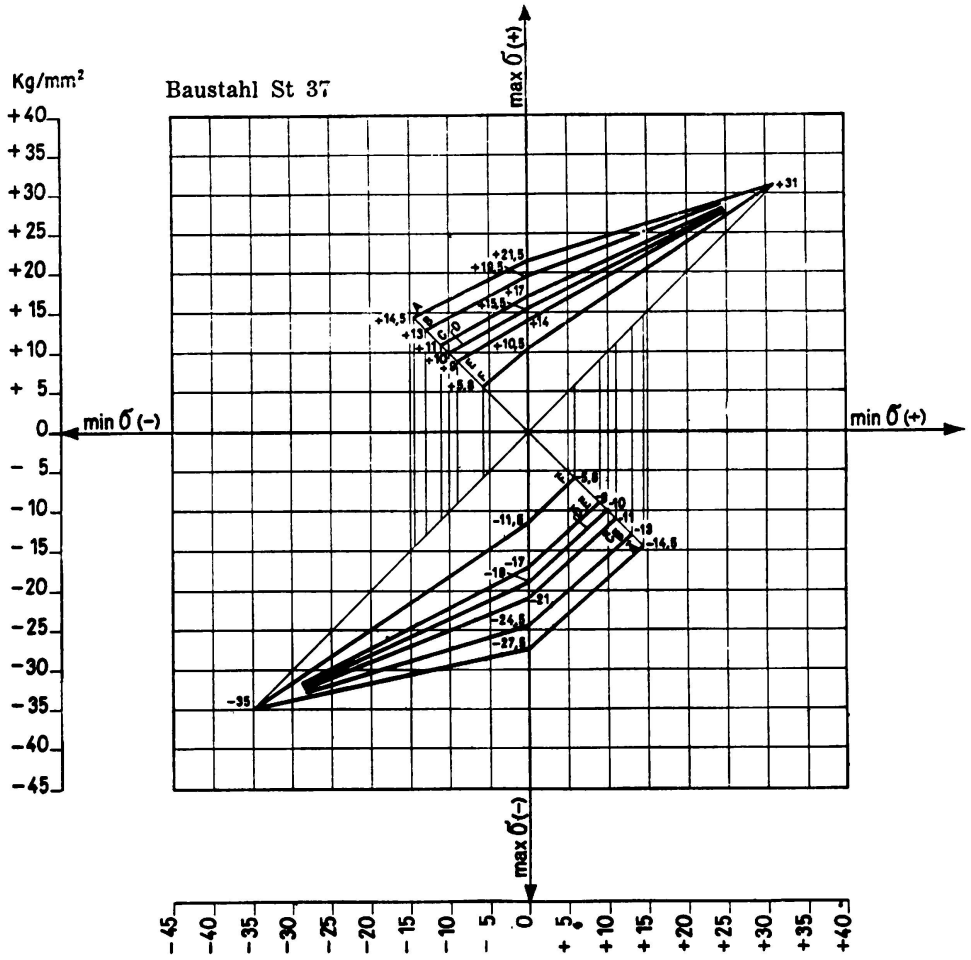
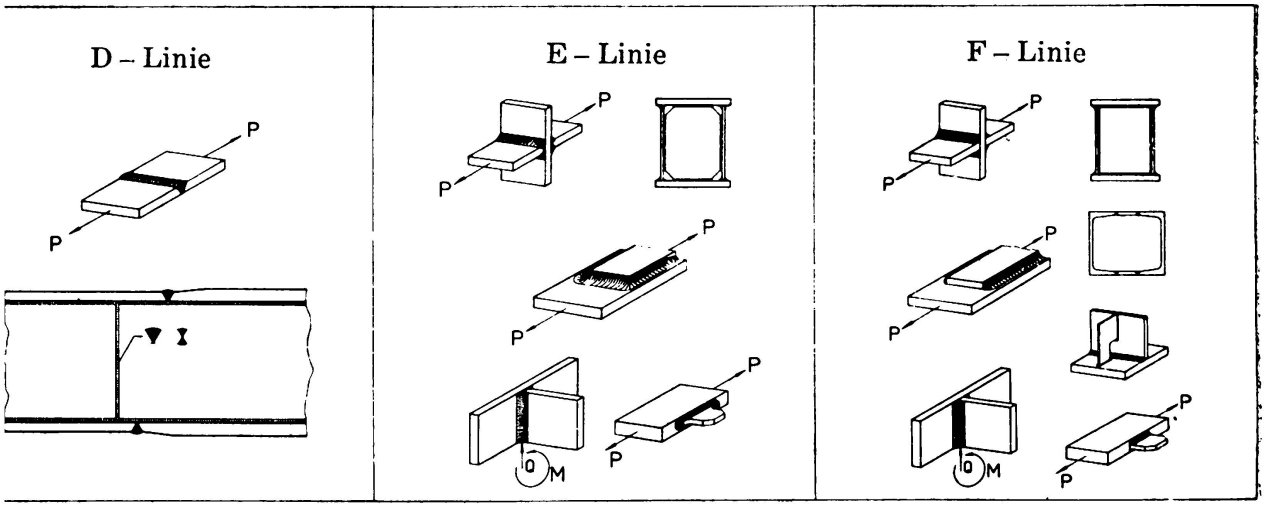


BILD 2



el gegengeschweisst, durchstrahlt). Durchlaufende Längsnähte bei Biegestäben, unbearbeitet.
ıgezogen und in der Zugzone an den Übergängen bearbeitet werden. Nietstab.
.m Ende von Aussteifungen, wenn die Kehlnähte der Steifen um die Kanten von Ausschnitten herumgezogen, jedoch

:r Stirnkehlnaht. Stab mit eingeschweissten Querschotten, wenn die Ecken der Schotte ausgeschnitten und die Kehl-
Kraftrichtung laufenden Stumpf-K- oder Kehlnähten, wenn die Nahtenden unter Ausrundung der Querschnittsüber-

:hlnähten. Stab mit vollständig eingeschweissten Querschotten, mehrteiliger Stab mit eingeschweissten Bindeblechen,
nach Linie C). Stab mit seitlich in der Kraftrichtung laufenden, endenden Stumpf- K- oder Kehlnähten, ohne Bear-

rung der Dauerversuche gegebenen Anhaltspunkte ermittelt worden. Dabei wurde bei der Beurteilung der Versuchsergebnisse älteren Datums stets auch der inzwischen erreichte schweisstechnische und technologische Fortschritt beachtet und entsprechend seiner Bedeutung gewertet.

Im Hinblick auf die starke Streuung der Versuchsergebnisse wäre eine übertriebene Genauigkeit bei der Festlegung der Dauerfestigkeitslinien, aus denen unter Berücksichtigung der dabei massgebenden Gesichtspunkte die Linien der zulässigen Dauerbeanspruchungen (Bild 3 und 4)

Dauerfestigkeitsversuche der Deutschen Bundesbahn

Die Dauerfestigkeitslinien σ_D und die zugeordneten Linien der zulässigen Dauerbeanspruchungen zul σ_D. Baustahl St 52

Grundwerkstoff-Vollstab (Linie A) Stumpfnaht-Sondergüte (Linie B) Stumpfnaht-Normalgüte (Linie D)

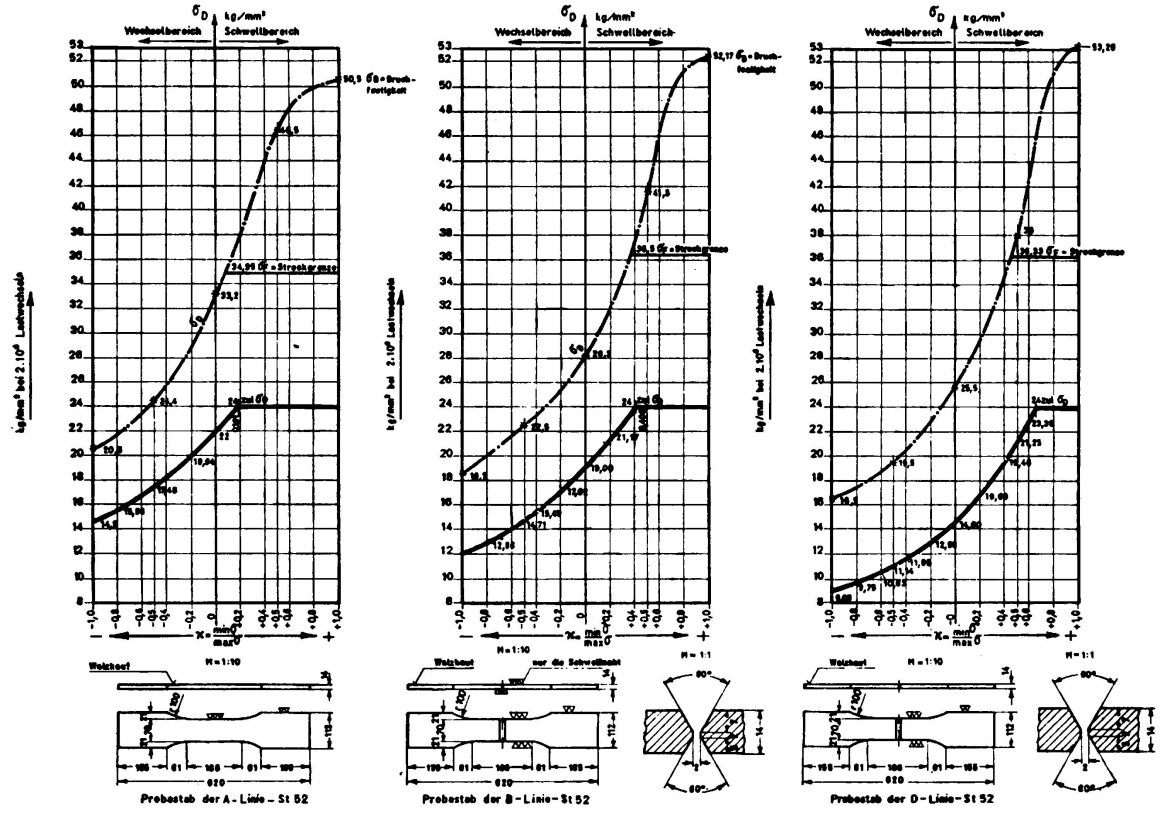


BILD 3

abzuleiten waren, wenig sinnvoll gewesen. Auf eine all zu weitgehende Differenzierung, die den wirklichen Verhältnissen nicht entsprechen würde und lediglich eine unnötige Erschwerung bei der Anwendung der neuen Vorschriften zur Folge gehabt hätte, konnte demnach verzichtet und sechs Dauerfestigkeitslinien für die Einstufung aller Schweissverbindungen von baupraktischer Bedeutung als ausreichend angesehen werden.

Die Dauerfestigkeitslinien weisen durchweg an den dem Grenzspannungsverhältnis $\varkappa = 0$ ($\min \sigma = 0$) entsprechenden Stellen einen mehr oder weniger starken Knick auf und laufen bei $\varkappa = +1$ ($\min \sigma = \max \sigma$) in einem der Dauerstandfestigkeit zugeordneten Punkt zusammen. Dieser liegt für den Baustahl St 37 im Zugbereich bei $\max \sigma = +31$ kg/mm², im Druckbereich bei $\max \sigma = -35$ kg/mm²; für den Baustahl St 52 sind die entsprechenden Werte $\max \sigma = +39$ kg/mm² und $\max \sigma = -45$ kg/mm².

Bei der Ableitung der zulässigen Dauerbeanspruchungen zul σ_D aus den in Bild 1 und 2 festgelegten Dauerfestigkeitslinien waren die bei

Dauerfestigkeitsversuche der Deutschen Bundesbahn

Die Dauerfestigkeitslinien σ_D und die zugeordneten Linien der zulässigen Dauerbeanspruchungen zul σ_D. Baustahl St 37

Grundwerkstoff-Vollstab (Linie A) Stumpfnaht-Sondergüte (Linie B) Stumpfnaht-Normalgüte (Linie D)

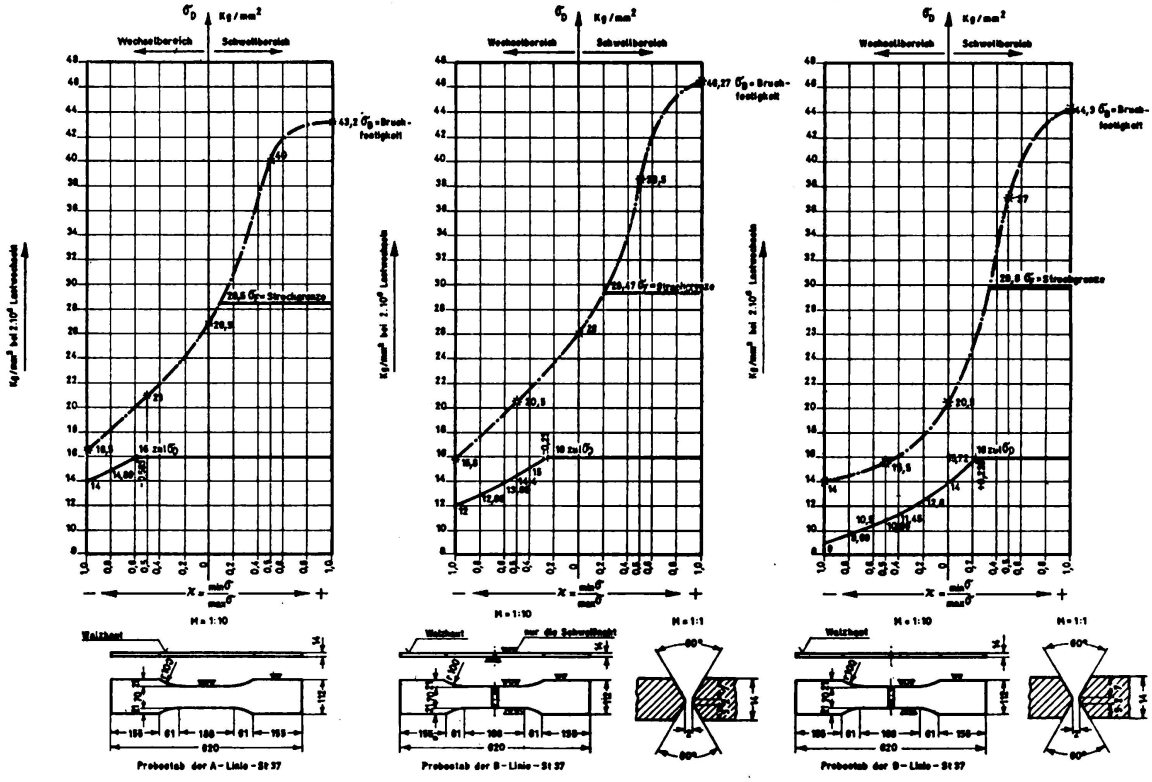


BILD 4

Eisenbahnbrücken vorherrschenden besonderen Verhältnisse zu berücksichtigen. Zum Unterschied von der Bemessung bei statischer Beanspruchung kann bei der Bemessung auf Dauerfestigkeit grundsätzlich auf Sicherheitszahlen gegen Dauerbruch verzichtet oder solche als ausreichend angesehen werden, die nur wenig über Eins liegen; die zulässigen Dauerbeanspruchungen könnten unmittelbar den im Dauerversuch ermittelten Festigkeitswerten gleichgesetzt werden. Die Sicherheit besteht hier

darin, dass das Erreichen der zum Dauerbruch führenden, mehrere millionenmal wiederholten Beanspruchung mit der der Bemessung von Eisenbahnbrücken zugrunde gelegten Höchstspannung unwahrscheinlich ist. Andererseits ist darauf hinzuweisen, dass der Begriff der Dauerfestigkeit die Durchführung der Dauerversuche mit gleichbleibenden Spannungsausschlägen und unveränderlicher Frequenz der Lastspiele (ohne Einschaltung von Ruhepausen und ohne Zwischenschaltung kleinerer Beanspruchungen) bis zum Bruch voraussetzt. Tatsächlich wird aber die Dauerbeanspruchung im Tragwerk dank der Mischbelastung der Betriebslastenzüge im allgemeinen geringer sein. Ferner ist bei Eisenbahnbrücken auch der günstige Einfluss der Ruhepausen zwischen den einzelnen Belastungen zu berücksichtigen. Darüber hinaus wird man die zulässigen Dauerbeanspruchungen im allgemeinen etwas niedriger als die kleinsten im Dauerversuch ermittelten Dauerfestigkeitswerte ansetzen, weil stets mit gewissen Streuungen in den Festigkeitseigenschaften und auch in den Betriebsbedingungen gerechnet werden muss. Schliesslich ist auch die Annahme berechtigt, dass die Beanspruchung im Tragwerk günstiger ist, als die Beanspruchung der Probekörper in der Dauerprüfmaschine, da in der Dauerprüfmaschine auch die Entlastung zwangsläufig erfolgt.

Eine beachtliche Sicherheitsreserve ergibt sich aus dem Unterschied zwischen der im üblichen Dauerversuch mit gleichbleibender Spannungsamplitude und unveränderlicher Frequenz der Lastspiele ermittelten *Dauerfestigkeit* und der im Fall veränderlicher Betriebsbelastung *höher* liegenden sogenannten «*Betriebsfestigkeit*». Es kann als erwiesen gelten, dass bei Beanspruchungen, die sich in unregelmässiger Form ändern, eine gewisse Anzahl höherer Belastungen, die noch nicht zu einem Anriss geführt haben, die Zahl der ertragbaren Beanspruchungen bei niederen Belastungen beeinflusst, und umgekehrt. Zur Klärung dieser Zusammenhänge und ihrer Bedeutung für die wirtschaftliche Bemessung unserer Eisenbahnbrücken sind im Auftrag der Hauptverwaltung der Deutschen Bundesbahn bereits «Betriebsfestigkeitsversuche» eingeleitet worden, bei denen ein ständiger Wechsel zwischen hoher und niederer Belastungsamplitude in genau der gleichen Weise nachgeahmt wird, wie er im Betrieb auftritt. Als Grundlage für die Durchführung dieser Versuche dienen Beanspruchungsmessungen im Betrieb, bei denen die Häufigkeit der Belastung von unterschiedlicher Höhe gemessen und als Ergebnis die Häufigkeitskurve bzw. die Summenhäufikeitskurve gewonnen wird. Nach Abschluss dieser Betriebsfestigkeitsversuche soll über die erzielten Ergebnisse näher berichtet werden.

D. *Die neuen Dauerfestigkeitsversuche der Deutschen Bundesbahn.*

Um die neu festgelegten zulässigen Dauerbeanspruchungen und die diesen zugrunde liegenden Dauerfestigkeitswerte (Bild 1 und 2) unterbauen und nötigenfalls berichtigen zu können, wurde von der Deutschen Bundesbahn die Durchführung neuer Dauerfestigkeitsversuche mit Schweissverbindungen beschlossen. Die Durchführung des umfangreichen,

vom Deutschen Stahlbau-Verband untersützten Versuchsprogramms wurde unverzüglich in Angriff genommen. Das Versuchsprogramm ist von dem durch die Hauptverwaltung der Deutschen Bundesbahn eigens zu diesem Zweck eingesetzten «Arbeitsausschuss Dauerfestigkeitsversuche» ausgearbeitet worden. Die Steuerung und Auswertung der Versuche wurde dem Bundesbahn-Zentralamt München übertragen.

Um die zur Abwicklung des Versuchsprogamms erforderliche Zeitdauer möglichst abzukürzen, wurden die Prüfstäbe aus Baustahl St 52 im «Ingenieurlaboratorium Prof. Dr.-Ing. K. Klöppel der Technischen Hochschule Darmstadt» untersucht, während mit der Durchführung der parallel leufenden Dauerversuche mit gleichen Prüfstäben aus St 37 das «Mechanisch-Technische Laboratorium Prof. Dr.-Ing. Wintergerst der Technischen Hochschule München» betraut war.

Der erste Teil des Versuchsprogrammes, der bereits abgewickelt werden konnte, umfasst die Untersuchung des *Grundwerkstoffes* (Linie A), der *Stumpfnaht-Sondergüte* (Linie B) und der *Stumpfnaht-Normalgüte* (Linie D); der zweite Teil, der die Untersuchung verschiedener Kehlnaht- und K-Naht-Verbindungen umfasst, ist bereits in Angriff genommen worden und wird voraussichtlich innerhalb eines Jahres zum Abschluss gebracht werden können. Die Dauerversuche wurden durchweg für fünf Grenzspannungsverhältnisse $\varkappa = \min\sigma/\max\sigma$ durchgeführt und zwar für $\varkappa = -1$, $\varkappa = -0{,}5$, $\varkappa = 0$, $\varkappa = +0{,}5$ und $\varkappa = +1$. Auf diese Weise konnte der Verlauf der einzelnen Dauerfestigkeitslinien im gesamten Bereich $-1 < \varkappa < +1$ genauer festgelegt werden. Als Dauerfestigkeit wurde die Zeitfestigkeit bei 2.10^6 Lastspielen aus Wöhlerlinien ermittelt. Form und Abmessungen der Prüfstäbe können Bild 3 und 4 entnommen werden. Die Prüfstäbe wurden aus den walzharten Blechen so herausgearbeitet, dass sie in die Walzlängsrichtung zu liegen kamen; dies gilt auch für die Prüfstäbe der Stumpfnahtverbindungen. Auf sorgfältige Herstellung der Prüfstäbe und gewissenhafte Durchführung der Dauerversuche ist besonders geachtet worden. Die Prüfstäbe wurden für jede der beiden Baustahlsorten ausnahmslos aus je einem der gleichen Schmelze entnommenen Werkstoff durchwegs in der gleichen Werkstatt (GHH Werk Oberhausen) unter gleichen Bedingungen hergestellt. Verwendt wurde Al-beruhigter normalgeglühter SM-Breitflachstahl.

Baustahl	Dauerfestigkeit der Grundwerkstoffe in kg/mm² für die Grenzspannungsverhältnisse				
	$\varkappa = -1{,}0$	$\varkappa = -0{,}5$	$\varkappa = 0{,}0$	$\varkappa = +0{,}5$	$\varkappa = +1{,}0$
St 37	16,5	21,0	26,5	41,0	43,2
St 52	20,5	24,4	33,2	46,5	50,5

Die chemische Analyse der fertigen Breitflachstähle (nach der letzten Wärmebehandlung) hat nachstehende Werte ergeben.

Chemische Analyse der SM-Breitflachstähle 650×14 mm nach der letzten Wärmebehandlung

Baustahl	Kohlenstoff % C	Silizium % Si	Mangan % Mn	Phosphor % P	Schwefel % S	Stickstoff % N
St 37	0,14	0,29	0,45	0,039	0,025	0,0050
St 52	0,155	0,38	1,12	0,024	0,020	0,0056

Die Versuche zur Feststellung der mechanischen Werkstoff-Kennwerte führten zu den nachstehenden Ergebnissen.

Mechanische Kennwerte

Grundwerkstoff - Vollstab

Baustahl	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Dehnung	Einschnürung	Kerbzähigkeit bei einer Prüftemperatur von 20° C			
					Werkstoff im Anlieferungszustand		Werkstoff gealtert 10 % Stauchung u. 30 Minuten Anlassen bei 250° C	
					a	b	a	b
	kg/mm²		Prozente		mkg/cm²		mkg/cm²	
St 37	28,7 – 28,5	43,2– 43,4	35,0– 35,5	57,8– 58,1	18,07– 18,47	17,50– 18,85	15,51– 16,35	13,63– 15,93
St 52	34,70– 34,95	50,6– 50,5	29,0– 28,0	51,5– 52,5	18,69– 20,64	18,14– 19,28	17,90– 18,06	7,54 12,79

Die Kerbzähigkeitswerte unter «a» gelten für Proben, die der Randzone des Querschnitts und die unter «b» für Proben, die der Mitte des Querschnitts entnommen worden sind.

Die Kerbschlagversuche wurden mit der DVM-Probe nach DIN 50115 Bild 3 und nach DIN 50122 im Werk Oberhausen der GHH durchgeführt; der Arbeitsinhalt des Hammers hat 30 mkg betragen.

Zur Durchführung der Dauerversuche stand in Darmstadt ein Zug-Druck-Pulser PPV 60 der Firma Carl Schenck GmbH, Darmstadt mit

Vorspannregeleinrichtung System Schenck-Erlinger und einer Frequenz von 2000 Lastspielen je Minute zur Verfügung, dagegen in München ein Zug-Druck-Pulser der Losenhausenwerk A.-G. mit einer Frequenz von 500 Lastspielen je Minute. Die für verschiedene Grenzspannungsverhältnisse ermittelten Dauerfestigkeitswerte sind in der nachstehenden Übersicht zusammengefasst; die Dauerfestigkeitslinien wurden in Bild 3 und 4 graphisch dargestellt.

Die Stumpfnahtverbindungen wurden mit X-Nähten hergestellt und diese mit Elektroden «Pan A» der GHH (Erzsaurer Typ = Es Typ) geschweisst. Zum Vergleich wurden auch einige Zugschwellversuche mit Stumpfnahtverbindungen durchgeführt, die mit Elektroden des «kalkbasi-

Baustahl	Stumpfnaht-Sondergüte				Stumpfnaht-Normalgüte			
	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Dehnung	Einschnürung	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Dehnung	Einschnürung
	km/mm²		Prozente		km/mm²		Prozente	
St 37	29,47	46,27	27,8	54,86	29,8	44,3	27,5	52,7
St 52	36,5	52,17	15,5	24,3	36,33	53,26	23,5	50,0

schen Typs» (Kb Typ) der GHH Marke «Ultra» geschweisst waren. Sie haben wider Erwarten geringere Zugschwellfestigkeiten ergeben als die mit erzsauren Elektroden geschweissten Prüfstäbe, und zwar waren die Unterschiede bei der Stumpfnaht-Normalgüte verhältnismässig grösser

Art der Verbindung		Dauerfestigkeiten der Stumpfnaht-Sondergüte und Stumpfnaht-Normalgüte in kg/mm² für die Grenzspannungsverhältnisse				
		$\varkappa = -1{,}0$	$\varkappa = -0{,}5$	$\varkappa = 0{,}0$	$\varkappa = +0{,}5$	$\varkappa = +1{,}0$
Stumpfnaht-Sondergüte	St 37	15,8	20,5	26,0	38,5	46,27
	St 52	18,5	22,5	28,2	41,5	52,17
Stumpfnaht-Normalgüte	St 37	14,0	15,5	20,5	37,0	44,3
	St 52	16,5	19,5	25,5	38,0	53,26

als bei der Stumpfnaht-Sondergüte. Da der kalkbasische Typ weniger rissempfindlich ist als alle anderen Typen, die Handhabung jedoch, besonders beim An- und Absetzen der Elektrode, einige Übung erfordert,

dürfte der Grund für die niedrigeren Dauerfestigkeitswerte hauptsächlich in der nicht ganz einwandfrei ausgeführten Schweissung zu suchen sein. Der im Vergleich mit den Versuchsergebnissen für die Stumpfnaht-Sondergüte prozentual grössere Abfall der Zugschwellfestigkeiten der Stumpfnaht-Normalgüte dürfte auf die dauerfestigkeitsmindernde Wirkung der bei Verwendung kalkbasischer Elektroden erfahrungsgemäss rauheren Oberflächenbeschaffenheit der Schweissraupen zurückzuführen sein.

Bei statischer Beanspruchung der Stumpfnahtverbindungen wurden durchwegs die Festigkeitswerte des ungeschweissten Grundwerkstoffes erreicht; der Bruch lag stets im Grundwerkstoff ausserhalb der Schweissnaht.

Die festgestellten mechanischen Festigkeitskennwerte sind der nachstehenden Übersicht zu entnehmen.

Verhältnis der Dauerfestigkeiten	Baustahl	
	St 52	St 37
$\frac{\sigma_{Sch}\ \text{(Stumpfnaht-Sondergüte)}}{\sigma_{ch}\ \text{(Grundwerkstoff-Vollstab)}}$	0,85	0,98
$\frac{\sigma_{w}\ \text{(Stumpfnaht-Sondergüte)}}{\sigma_{w}\ \text{(Grundwerkstoff-Vollstab)}}$	0,90	0,96
$\frac{\sigma_{Sch}\ \text{(Stumpfnaht-Normalgüte)}}{\sigma_{ch}\ \text{(Grundwerkstoff-Vollstab)}}$	0,77	0,77
$\frac{\sigma_{w}\ \text{(Stumpfnaht-Normalgüte)}}{\sigma_{w}\ \text{(Grundwerkstoff-Vollstab)}}$	0,80	0,85
$\frac{\sigma_{Sch}\ \text{(Stumpfnaht-Normalgüte)}}{\sigma_{Sch}\ \text{(Stumpfnaht-Sondergüte)}}$	0,90	0,79
$\frac{\sigma_{w}\ \text{(Stumpfnaht-Normalgüte)}}{\sigma_{w}\ \text{(Stumpfnaht-Sondergüte)}}$	0,89	0,89

Die für die gleichen Grenzspannungsverhältnisse wie beim Grundwerkstoff durchgeführten Dauerversuche mit den Stumpfnahtverbindungen haben die in der nachstehenden Übersicht zusammengestellten Dauerfestigkeitswerte ergeben.

Die der «Stumpfnaht-Sondergüte» und der «Stumpfnaht-Normalgüte» zugeordneten Dauerfestigkeitslinien B und D sind in Bild 3 und 4 graphisch dargestellt worden.

Die neuen Dauerversuche der Deutschen Bundesbahn haben durchwegs höhere Dauerfestigkeitswerte ergeben als man erwartet hatte. Sie liegen wesentlich höher als die den neu festgelegten zulässigen Dauerbeanspruchungen zul σ_D zugrunde gelegten Dauerfestigkeitswerte σ_D (Bild 1 und 2), die im Hinblick auf die starke Streuung der im einschlägigen Schrifttum enthaltenen Ergebnisse von früheren Dauerversuchen vorsichts-

halber verhältnismässig niedrig angesetzt waren. Die für den Grundwerkstoff sowie für die Stumpfaht-Sondergüte und Stumpfnaht-Normalgüte neu festgelegten zulässigen Dauerbeanspruchungen zul σ_D (Bild 3 und 4) enthalten demnach grössere Sicherheitsreserven als zu vermuten war und erscheinen somit durchaus gerechtfertigt.

In der nachstehenden Übersicht werden die ermittelten Zugschwellfestigkeiten σ_{Sch} und Wechselfestigkeiten σ_W der beiden Stumpfnahtverbindungen und Grundwerkstoffe einander gegenübergestellt.

Sehr bemerkenswert sind die im Vergleich mit dem Grundwerkstoff hohen Dauerfestigkeiten der Stumpfnahtverbindungen. Beim Baustahl St 52 beträgt die Zugschwellfestigkeit der Stumpfnaht-Sondergüte 85 % und die Wechselfestigkeit sogar 90 % der entsprechenden Festigkeitswerte des Grundwerkstoffes. Für die Stumpfnaht-Normalgüte ergeben sich die entsprechenden Hundertsätze zu 77 % bzw 80 %. Die Schwellfestigkeit der Stumpfnaht-Normalgüte beträgt 90 % und die Wechselfestig-

Spannungsverhältnis	Baustahl St 37			Baustahl St 52		
	Grundwerkstoff	Stumpfnaht-Sondergüte	Stumpfnaht-Normalgüte	Grundwerkstoff	Stumpfnaht-Sondergüte	Stumpfnaht-Normalgüte
$\frac{\sigma_W}{\sigma_{Sch}}$	0,62	0,61	0,69	0,62	0,66	0,65
$\frac{\sigma_F}{\sigma_B}$	0,66	0,64	0,67	0,68	0,70	0,68
$\frac{\sigma_W}{\sigma_F}$	0,58	0,54	0,48	0,59	0,51	0,45
$\frac{\sigma_W}{\sigma_B}$	0,38	0,34	0,32	0,41	0,35	0,31
$\frac{\sigma_{Sch}}{\sigma_F}$	0,93	0,88	0,69	0,95	0.77	0,70
$\frac{\sigma_{Sch}}{\sigma_B}$	0,61	0,56	0,46	0,66	0,54	0,48

keit 89 % der entsprechenden Dauerfestigkeiten der Stumpfnaht-Sondergüte. Die blechebene Abarbeitung der Schweissraupe hat demnach bei den sehr sorgfältig hergestellten Prüfstäben eine Erhöhung der Zugschwellfestigkeit um 10% und der Wechselfestigkeit um 11% gebracht. Das Verhalten der Stumpfnaht-Normalgüte ist demnach überraschend gut und besonders bemerkenswert. Beim Baustahl St 37 beträgt die Zugschwellfestigkeit der Stumpfnaht-Sondergüte 98 % und die Wechselfestigkeit 96 % der entsprechenden Dauerfestigkeitswerte des Grundwerkstoffes. Für die Stumpfnaht-Normalgüte ergeben sich die entsprechenden

Hundertsätze zu 77 % bzw 85 %. Die Zugschwellfestigkeit der Stumpfnaht-Normalgüte beträgt 79 % und die Wechselfestigkeit 89 % der entsprechenden Dauerfestigkeitswerte der Stumpfnaht-Sondergüte. Die Abarbeitung der Schweissraupe hat demnach beim Baustahl St 37 zu einer Erhöhung der Zugschwellfestigkeit um 21 % und der Wechselfestigkeit um 11 % geführt.

In der nachstehenden Übersicht sind die Streckgrenzenverhältnisse σ_F / σ_B sowie die Verhältniswerte σ_W / σ_{Sch} der Wechselfestigkeiten zu den Schwellfestigkeiten zusammengefasst; desgleichen auch die Verhältniswerte σ_W / σ_F und σ_W / σ_B bezw σ_{Sch} / σ_F und σ_{Sch} / σ_B der Wechsel- und Schwellfestigkeiten zur Streckgrenze und Zugfestigkeit beim linearen statischen Zugversuch.

Das Streckgrenzenverhältnis sowie das von diesem bei sehr reinen und normalgeglühten Baustählen stark abhängige Verhältnis der Wechselfestigkeit zur Zugschwellfestigkeit liegt mit $\sigma_F / \sigma_B = 0{,}66$ bzw 68 und $\sigma_W / \sigma_{Sch} = 0{,}62$ bei beiden Baustählen günstig. Bemerkenswert ist das gute Verhalten des Baustahls St 52 bei Dauerbeanspruchung und zwar sowohl im Vergleich mit dem Baustahl St 37 als auch mit den neu festgelegten zulässigen Dauerbeanspruchungen.

ZUSAMMENFASSUNG

Auf Grund der Ergebnisse umfassender Untersuchungen und durchgeführter Dauerfestigkeitsversuche anlässlich der Neubearbeitung der Vorschriften der Deutschen Bundesbahn für die Berechnung geschweisster Eisenbahnbrücken konnte eine bedeutende Erhöhung der zulässigen Dauerbeanspruchungen für die Grundwerkstoffe und die Stumpfnahtverbindungen vorgenommen werden. Die Erkenntnisse hinsichtlich der dauerfestigkeitssteigernden Wirkung einer in Richtung des Kraftflusses vorzunehmenden blechebenen Abarbeitung der Schweissraupe führten zur Unterscheidung zwischen der Stumpfnaht-Sondergüte und der Stumpfnaht-Normalgüte. Für die Verbindung von normalerweise zueinander senkrecht stehender Bleche konnte die *K-Naht* hinsichtlich ihrer Beanspruchbarkeit bei Dauerbelastung verhältnismässig sehr gut bewertet werden; sie zeichnet sich durch einen wesentlich günstigeren Kraftfluss aus, als die umlaufende Kehlnaht und vermeidet die scharfe Kerbwirkung des bei der letzteren unverschweissten Lupftspaltes zwischen den verschweissten Teilen. Im Hinblick auf die im Vergleich mit den Kehlnahtverbindungen wesentlich bessere Bewertung der Stumpf- und K-Naht wird man beim Entwurf geschweisster Tragwerke durch zweckmässige bauliche Gestaltung dafür zu sorgen haben, dass an hochbeanspruchten Stellen ausschliesslich diese hochwertigen Schweissverbindungen zur Anwendung gelagen können.

Wenn die Anordnung von Kehlnähten, wie beispielsweise bei den planmässig kraftlosen Anschlussnähten von Aussteifungen, nicht zu umgehen ist, sind diese im Hinblick auf die starke Kerbwirkung der Nahtenden, endkraterfrei auszubilden, indem sie durch entsprechende Ausschnitte um die Kanten der Steifenbleche herumgezogen und als umlaufende Nähte ausgeführt werden. Durch Bearbeitung der Übergänge von der Schweissraupe zum Grundwerkstoff kann eine zusätzliche Milde-

rung der dauerfestigkeitsmindernden Wirkung erreicht werden. Danach können auch planmässig kraftlose Schweissnähte einen dauerfestigkeitsmindernden Einfluss haben, der berücksichtigt werden muss, der aber kleiner ist als wenn Kräfte in die angeschweissten Teile eingeleitet würden. Aufgeschweisste Verstärkungslamellen bei vollwandigen Biegestäben sind aus dem gleichen Grunde tunlichst nur an minderbeanspruchten Stellen anzuordnen, wo der zu verstärkende, Grundquerschnitt noch nicht voll beansprucht ist; dabei ist stets die Verbindung der Flankenkehlnähte mit einer pratzenfömig genügend stark ausgebildeten Stirnkehlnaht mit schlankem bearbeitetem Übergang vorzusehen. Beim Trägeranschluss wird die Spannung als Nennspannung unter Annahme einer in Wirklichkeit nicht vorhandenen gleichmässigen Spannungsverteilung und Beanspruchbarkeit nachgewiesen. Tatsächlich besteht aber in den querbeanspruchten Teilen der umlaufenden Kehlnaht eine geringere Beanspruchbarkeit als in den längsbeanspruchten. Aus diesem Grunde wird man beim Trägeranschluss an der Stelle der grössten Zugspannung die K-Naht oder Stumpfnaht anwenden, da diese eine wesentlich höhere Querbeanspruchbarkeit aufweisen. Auch als Halsnaht verdient die K-Naht den Vorzug.

Von wesentlicher Bedeutung für die Wirtschaftlichkeit und Sicherheit geschweisster Tragwerke ist demnach das schweissgerechte Konstruieren und die beanspruchungsgerechte Herstellung. Der Konstrukteur darf sich keinesfalls darauf beschränken, die ihm vertrauten Formen der genieteten Bauweise auf geschweisste Tragwerke zu übertragen und die Nietung einfach durch Schweissung zu ersetzen. Solche Lösungen können insbesondere bei dynamisch beanspruchten Konstruktionen nicht befriedigen. Von grösster Bedeutung für die Sicherheit geschweisster Stahlbauten ist die Verwendung gut schweissbarer Baustähle mit hoher Trennbruchsicherheit.

RESUMO

Baseando-se nos resultados das extensas pesquisas e dos ensaios de resistência sob cargas de grande duração, efectuados por ocasião da remodelação das normas dos Caminhos de Ferro Alemães para o cálculo das pontes soldadas, pode-se considerar um aumento notável das cargas prolongadas admissíveis tanto no metal de base como nas ligações por soldadura de topo. Reconhecendo-se que um afagamento do cordão de soldadura no plano da chapa, no sentido das linhas de força, melhorava a resistência, estabeleceu-se uma distinção entre soldaduras de topo normais e especiais. Para ligar duas chapas normais uma à outra, pode-se utilizar um cordão com chanfro em K cujo comportamento é relativamente bom sob cargas permanentes; este tipo de ligação permite obter uma distribuição das linhas de força substancialmente mais favorável que os cordões de canto empregados em juntas completamente soldadas, evitando a fissuração causada pela porosidade neste último tipo de ligação. Considerando este comportamento mais favorável das soldaduras de topo e de chanfro em K em relação às soldaduras de canto, torna-se portanto necessário quando da elaboração do projecto de uma construção soldada, dispor os elementos de forma a empregar os tipos de soldadura de maior confiança nos pontos onde as solicitações são mais importantes.

Quando não é necessário evitar o emprego de soldaduras de canto, como por exemplo em ligações simples do cobre-juntas não solicitadas, deve pelo menos evitar-se a formação de crateras terminais em virtude da tendência à fissuração da extremidade do cordão; consegue-se este resultado prolongando o cordão em torno dos ângulos da chapa como se se tratasse de juntas completamente soldadas. Um acabamento cuidadoso da zona de transição entre o cordão e o metal de base permite ainda reduzir os factores que tendem a diminuir a resistência das soldaduras. Conclui-se portanto que o emprego sistemático de soldaduras, mesmo não solicitadas, pode ter um efeito nocivo sobre a resistência das cargas prolongadas, efeito esse que se deve tomar em consideração mas que é no entanto menor do que no caso de soldaduras resistentes. Só se devem empregar cobre-juntas soldadas em vigas de alma cheia nas zonas pouco solicitadas onde as secções a reforçar ainda não estão completamente carregadas; neste caso devem-se sempre prever, nas ligações laterais, soldaduras de canto suficientemente fortes e um bom acabamento das transições de um cordão para o outro. Nas ligações das vigas considera-se a tensão como tensão nominal, admitindo, o que não corresponde à realidade, uma distribuição uniforme das tensões e da resistência. A resistência dos cordões frontais é menor do que a dos cordões longitudinais. Por esta razão, nas ligações das vigas, empregar-se-ão, nas zonas muito solicitadas à tracção, soldaduras de topo ou com chanfro em K que resistem melhor a cargas transversais.

O emprego judicioso e a boa execução das soldaduras são factores de grande importância para a economia e segurança das estruturas soldadas. O construtor não se pode limitar, de modo nenhum, a transformar em construções soldadas as construções rebitadas, substituindo pura e simplesmente os rebites por cordões de soldadura. Tais soluções não são admissíveis, especialmente em estruturas submetidas a cargas dinâmicas. É também recomendável, para a segurança das estruturas soldadas, o emprego de aços de alta resistência e fàcilmente soldáveis.

RÉSUMÉ

D'après les résultats des recherches et essais très poussés sur la résistance aux sollicitations de longue durée effectués lors de la révision des normes des Chemins de Fer Allemands pour le calcul des ponts soudés, on peut admettre une augmentation notable des charges de longue durée admissibles tant dans le métal de base que dans les liaisons par soudure à franc bord. Le fait d'avoir reconnu qu'un meulage du cordon de soudure dans le plan de la tôle et dans le sens des lignes de force améliorait la résistance a conduit à introduire une distinction entre les soudures à franc bord normales et spéciales. Pour lier deux tôles normales l'une à l'autre, on peut utiliser les cordons en K dont le comportement est relativement bon sous l'effet des charges permamentes; ce type de soudure permet d'obtenir une distribution des lignes de force plus favorable que les soudures d'angle enveloppantes et évite la fissuration causée par la porosité dans ces dernières. A cause de ce comportement plus favorable des soudures à franc bord et en K par rapport aux soudures d'angle, il est necessaire, lors de la conception d'une charpente soudée de disposer les éléments de

manière à utiliser les types de soudure les plus favorables aux points où les sollicitations sont les plus importantes.

Quand il n'est pas nécessaire d'éviter l'emploi de soudures d'angle, comme par exemple dans les soudures simples de couvre-joints non sollicités, on doit néanmoins éviter la formation de cratères terminaux à cause de la tendance à la fissuration des extremités du cordon; ceci peut être obtenu en prolongeant le cordon autour des angles de la tôle comme si l'on avait affaire à un cordon enveloppant. Un fini soigné de la zône de transition entre le cordon et le métal de base permet de réduire encore les facteurs qui tendent à diminuer la résistance des soudures. On peut donc déduire de ceci, que l'emploi systématique de soudures, même non sollicitées, peut avoir un effet défavorable sur la résistance aux efforts de longue durée, dont l'on doit tenir compte, mais qui est cependant moins important que dans le cas des soudures résistantes. On ne doit employer les couvre-joints soudés dans les poutres à âme pleine que dans les zônes peu sollicitées ou les sections à renforcer ne sont pas encore entièrement chargées; dans ce cas il faut toujours prévoir dans les liaisons latérales des soudures d'angle suffisamment fortes et un bon achèvement des transitions d'un cordon à l'autre. Dans les liaisions de poutres, on considère la contrainte comme contrainte nominale et l'on admet, ce qui ne correspond pas à la réalité, une distribution uniforme des tensions et de la résistance. La résistance des cordons frontaux est inférieure à celle des cordons longitudinaux. Pour cette raison, pour les soudures de poutres, l'on employera dans les zônes en traction des soudure à franc bord ou en K qui résistent mieux aux charges transversales.

L'emploi judicieux et la bonne éxecution des soudures ont une grande importance pour l'économie et la sécurité des charpentes soudées. Le constructeur ne doit pas se contenter, en aucune façon, de transformer en charpentes soudées les constructions rivées qui lui sont soumises, par la importance pour l'économie et la sécurité des charpentes soudées. Le conssolutions sont inadmissibles, surtout dans les charpentes soumises à des charges dynamiques. Il est également recommandé, pour la sécurité des ouvrages soudées, d'employer des aciers à haute resistance, facilement soudables.

SUMMARY

In accordance with the results of the extensive research and experimentation on long time loading resistance carried out while revising the German Railways Welded Bridges Calculation Standards, it is possible to assume fairly increased permissible long time loads in the basic material as well as in butt welds. As it was reckoned that paring the welding seam, parallel to the plate, in the same direction as the efforts improved the resistance, a distinction was made between normal and special butt-welds. To attach two plates normal to one another, a K weld may be used, the behaviour of which is relatively good under long time loading; this type of weld allows a more favorable load distribution than an enveloping fillet weld, preventing cracking caused by porosities often found in the latter. Due to this more satisfactory behaviour of butt and K welds as compared to fillet welds, it becomes necessary, while

designing a welded structure, to arrange the different elements so as to use the safest type of weld where the efforts are the greatest.

When it is not necessary to avoid the use of fillet welds, i. e. in simple unstressed cover plate welding, care should nevertheless be taken so as to avoid formation of end-grooves due to the cracking tendency at the extremity of the seam; this is attained by continuing the seam around the edges of the plate as in the case of an enveloping seam. A careful finish of the transition zone between the seam and the basic metal allows a further reduction of the factors that tend to decrease the resistance of the welds. It may therefore be gathered that the systematic use of welds, even unstressed ones, may have an unfavourable effect on the long time resistance; this should be taken into account, in spite of being less important that in the case of stressed welds. In plate girder webplates, welded cover plates should only be used in little-stressed zones, where the sections to be reinforced are not yet fully loaded; in this case, the lateral fillet welds should be strong enough and the transition zone from one seam to another should be carefully finished. In girder webplate welds, the stress is considered as nominal stress and it is assumed, which is contrary to the facts, that the stress and the resistance are uniformly distributed. The resistance of frontal fillets is smaller than that of longitudinal ones. For this reason, in girder webplate welds submitted to tensile forces, butt or K welds should be used as they have a better resistance to transverse loading.

The wise use and quality of welds are very important factors for the economy and safety of welded structures. The designer cannot, in any way, transform a riveted structure into a welded one by merely substituting welds to rivets. Such solutions are not permissible, specially in structures submitted to dynamic loads. It is also recommended, for the safety of a welded structure, to use weldable, high tensile steels.

III a 2

Stress distribution in fillet welds

Spannungsverteilung in Kehlnähten

Distribuição das tensões nas soldaduras de canto

Distribution des contraintes dans les soudures d'angle

PROF. DR. GEORG WÄSTLUND DR. ENG. LARS ÖSTLUND

Royal Institute of Technology
Stockholm

1. *Introduction.*

In steel trusses and similar framed structures, the bars or other members which meet at a joint are often attached to the connection plates (gusset plates) by means of fillet welds. In such joints, see e. g. Fig. 1, the forces are wholly or partly transmitted from the bar to the connection plate through shearing stresses τ. The practice is generally to design welds of this kind in such a manner as to take account of the shearing stresses alone. However, if the member welded to the connection plate is submitted to tension or compression, then tensile or compressive stresses $\sigma_{\parallel}$ which are parallel to the longitudinal direction of the weld must also occur in the weld. Furthermore, that tensile or compressive force in the bar which is transmitted through the fillet weld is eccentric with reference to the weld. Accordingly, the weld is also subjected to stresses $\sigma_{\perp}$ at right angles to the longitudinal direction of the weld. Therefore, the weld is in a multiaxial state of stress, and it is of importance to know whether the load-bearing capacity of the weld is also influenced by the stress components $\sigma_{\parallel}$ and $\sigma_{\perp}$.

In the Swedish standard specifications for welding of steel structures, just as in the analogous specifications in many other countries, the load-bearing capacity of welds is determined by the hypothesis of the maximum strain energy of distortion. This hypothesis can serve as a basis for calculating the comparison stress

$$\sigma_r = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{\perp}}{\alpha}\right)^2 + \sigma_{\parallel}^2 - \frac{\sigma_{\perp}}{\alpha} \cdot \sigma_{\parallel} + 3\tau^2}$$

which shall not exceed the allowable stress in the parent metal. In this formula, α is a form factor which is less than unity. The standard specifications do not state that the formula in question shall be applied to the case illustrated in Fig 1. If it is nevertheless desired to find out whether the formula is applicable to this case, then it is necessary to know how the stresses set up in the weld are distributed in its longitudinal direction.

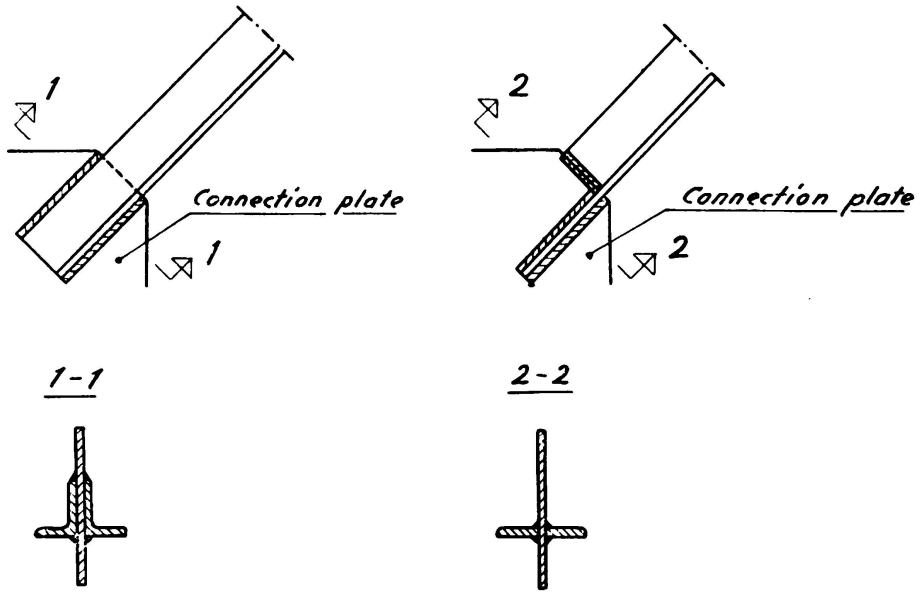


FIG. 1

In order to clarify these questions to a certain extent, two series of tests on fillet weld joints of the above-mentioned type were made at the Royal Institute of Technology, Division of Structural Engineering and Bridge Building, Stockholm, Sweden. The purpose of the tests contained in the first series was to determine the variation in the ultimate load with the design of the members attached to a connection plate, so as to give an idea of the effects produced by the stresses $\sigma_{\parallel}$ and $\sigma_{\perp}$. The tests comprised in the second series were made in order to determine the shearing stress distribution in a fillet weld.

2. *Variation in Ultimate Load with Design of Members Attached to Connection Plates.*

The test specimens used in this test series are shown in Fig. 2. The test specimens were submitted to tensile forces. In order that the test conditions should be as simple and well-defined as possible, the members welded to the connection plates were made of bars of rectangular cross section, while the «connection plates» were uniform in width, and their cross-sectional area was equal to the total cross-sectional area of the bars. The test specimens comprised bars of five different cross-sectional shapes, see Fig. 2. In the test specimens a, b and c, the bars were equal in cross-sectional area, but differed in height H and in width B.

These test specimens were employed with a view to throwing light on the effect of the stress $\sigma_\perp$ acting at right angles to the longitudinal direction of the weld. It was expected that the stress $\sigma_\perp$ would reach a maximum value in the test specimen a and a minimum value in the test specimen c. In the tests specimens c, d and e, the cross-sectional area of the bars was varied, whereas the height H was constant. These test specimens were used in order to obtain information on the effects of the tensile stresses $\sigma_\parallel$ acting in parallel to the longitudinal direction of the weld. It was presumed that $\sigma_\parallel$ would reach a maximum value in the test specimen e and a minimum value in the test specimen d. Six specimens of each of these five types were prepared and subjected to the tests. The steel

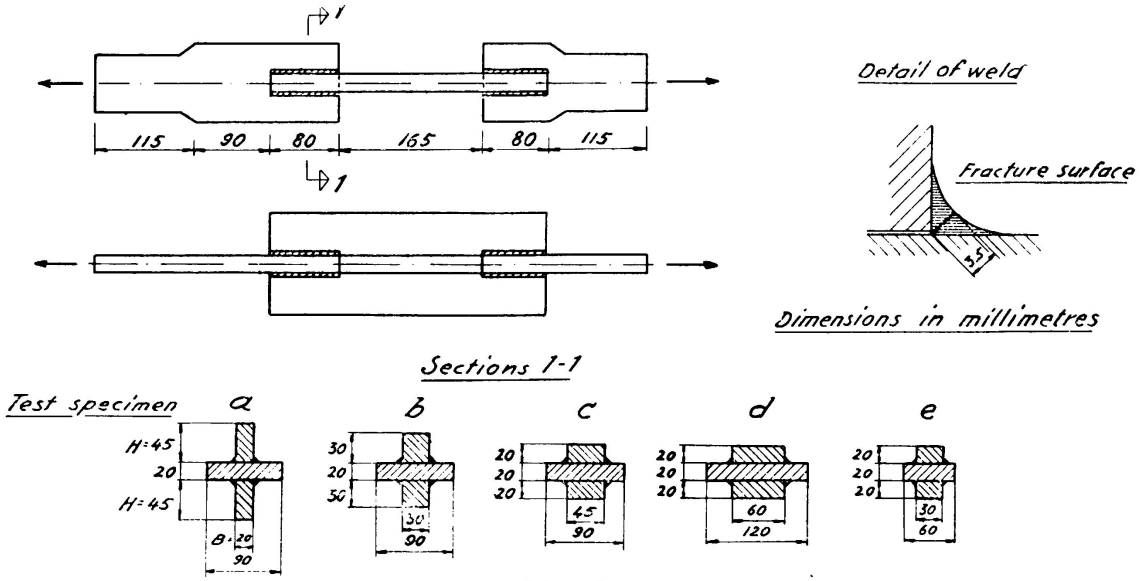


FIG. 2

was supplied in seven bars. The yield point stress and the ultimate strength were determined for each of these bars. The mean value of the yield point stress was found to be 2820 kg per cm² (the observed values varied from 2780 to 2890 kg per cm²). The mean value of the ultimate strength was found to be 5390 kg per cm² (the observed values varied from 5230 to 5470 kg per cm²).

It was intended to test only one of the two weld joints on each test specimen, and the strength of the other weld joint was increased so as to prevent failure. The joints to be tested were as far as possible welded in a similar manner on all 30 test specimens. All four welds were 80 mm in length, and the dimension a was equal to 3.5 mm, see Fig. 2. The maximum deviation was 3 mm in weld length and $\pm$ 0.2 mm (estimated value) in dimension a. In order that the dimension a should be as accurate as possible, the whole weld was ground. The welds were made by means of Philips Ph 48 electrodes. The yield point limit and the ultimate strength of the weld metal were determined on a small test bar, 2.7 mm by 2.7 mm in cross section, cut out of one of those welds which were not intended for testing. The yield point stress was found to be 4700 kg per cm², the ultimate strength was 5750 kg per cm², and the ultimate elongation in a gauge length of 65 mm was 11 per cent.

The specimens were tested in a tension testing machine having a capacity of 50 tons. The ultimate loads observed in these tests are given in Table 1. For two specimens, b1 and c5, the load of 50 tons proved insufficient to cause failure. All other specimens failed either in two or in four welds. The failure was in shear along the surface of minimum thickness of the weld, see Fig. 2. A similar type of failure was observed in the second series of tests. A test specimen after failure in the second test series is shown in Fig. 5.

TABLE 1

Observed Ultimate Loads

Test Specimen		Ultimate Load			Mean Ultimate Shearing Stress kg per cm²
Type	No.	Per Test Tons	Mean Value per Type Tons	Average Deviation Tons	
a	1 2 3 4 5 6	49.2 43.3 38.3 48.0 47.0 41.4	44.5	4	3940
b	1 2 3 4 5 6	> 50.0 44.3 43.5 40.6 46.4 44.3	> 44.8	3	> 4000
c	1 2 3 4 5 6	48.2 42.0 44.7 42.2 > 50.0 47.3	> 45.8	3	> 4100
d	1 2 3 4 5 6	41.1 41.2 44.2 45.3 40.0 49.4	43.5	3	3900
e	1 2 3 4 5 6	41.7 40.3 42.8 48.2 39.5 40.9	42.2	3	3780

The dispersion of the ultimate loads observed on test specimens of the same type is relatively large. The greatest deviation from the mean value for an individual test specimen is 14 per cent. On the other hand, the difference between the mean values relating to different types of test specimens is comparatively small. The greatest difference is 8 per cent. It is therefore impossible to use these tests as a basis for drawing any conclusions as how the design of the bars attached to the connection plates influences the load- bearing capacity of the welds. In this case, however, it seems that the variation in the design of the bars, and hence in the stresses $\sigma_{||}$ and $\sigma_{\perp}$, produced only a slight effect on the load-bearing capacity of the welds. It is to be supposed that this capacity was indirectly determined by the shearing stresses set up in the welds. It appears to be obvious that the stresses $\sigma_{||}$ actually occur, and the fact that the stresses $\sigma_{\perp}$ vary with the type of test specimen was established by measuring the stresses (or rather the strains) at some points close to the weld joints on several test specimens. When these measurements were made on test specimens of the type a, it was found that the resultant of the tensile stresses in one of the bars, at the front edge of the weld, had an eccentricity of 0 to 4 mm (reckoned in the direction towards the welds) with reference to the centre line of the bar at half-height. This implies that the eccentricity of the point of application of the tensile force with respect to the weld was about 20 mm. In the test specimens of the type c, which were provided with bars 20 mm in height, the eccentricity of the tensile force must have been materially smaller.

The mean shearing stress at failure in the tests was about 4000 kg per cm^2. The corresponding comparison stress calculated from the above-given formula without taking $\sigma_{||}$ and $\sigma_{\perp}$ into account, i. e. $\sigma_r = \sqrt{3} \cdot \tau$, is about 7000 kg per cm^2. The maximum values of the shearing stress and the comparison stress may be presumed to be substantially higher. Consequently, it seems that the load-bearing capacity in this case is not inconsiderably greater than that value which would result from a calculation of the comparison stress, irrespective of whether this stress is computed from the actual stresses or from a mean value of some kind or other.

In this connection it is to be noted, however, that the expression for the comparison stress (in which σ_r is put equal to the yield point stress) states only a condition for yield, and not a condition for failure. It is quite possible that yield occurred in the welds before failure, but no large displacements of the bars with reference to the «connection plate» were observed in the tests. The order of magnitude of the greatest actual displacements was 0.1 mm.

3. *Shearing Stress Distribution along Welds.*

The main purpose of the second test series was to give an idea of the variation in the shearing stress distribution along a fillet weld with the length of weld and the thickness of weld. The test specimens used in this series, see Fig. 3, were in principle similar in design to those of the type a in the first series, but the gripping devices were modified.

The test specimens were six in number. The welds were varied in length and in thickness, see Table 2.

Just as in the first test series, only one of the weld joints was intended for testing. All four welds of this joint were made so as to be as similar as possible, and were ground to required dimensions.

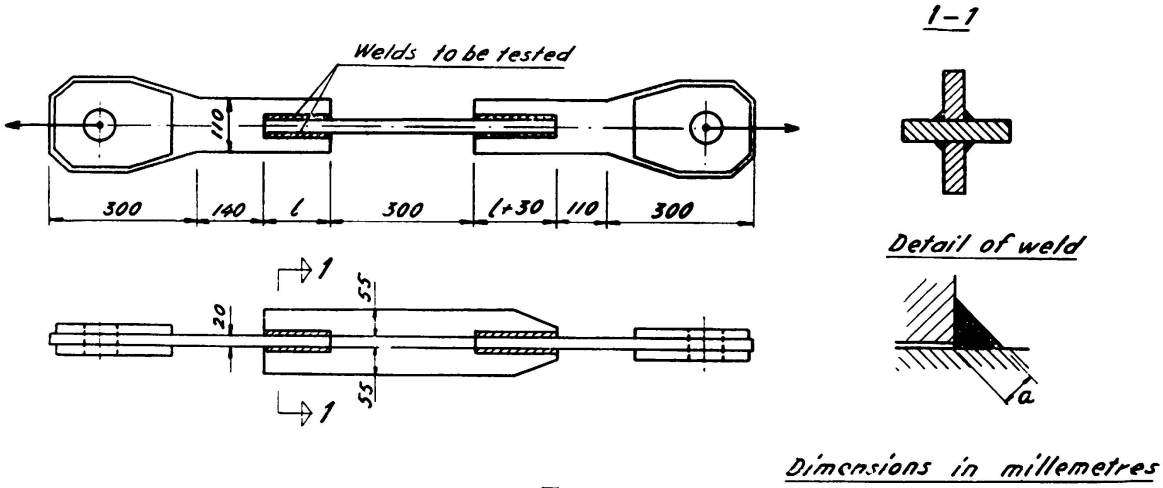


FIG. 3

The material for the test specimens was cut out of the same steel plate. From the tests made on sample bars which were cut out of the plate at the same time it was found that the yield point stress of the steel was 3550 kg per cm² and that its ultimate strength was 5350 kg per cm². The determination of the modulus of elasticity showed it to be $2.05 \cdot 10^6$ kg per cm². The welds were made by means of ASEA Z4P electrodes. The manufacturers state that the ultimate strength of this weld metal varies from 5000 to 5600 kg per cm² and that its ultimate elongation in a gauge length equal to five times the diameter of the test bar varies from 25 to 30 per cent.

TABLE 2

Length and Thickness of Fillet Welds on Test Specimens.

Test specimen No.	AI	AII	BI	BII	CI	CII
Length of weld, mm... ...	70	70	140	140	210	210
Thickness of weld, *a* mm...	3.5	6.0	3.0	6.0	3.5	6.0

The shearing stress distribution in the welds was determined by measuring the strains in one of the bars attached to the «connection plate». The strains were measured by means of resistant wire strain gauges (6 mm in gauge length), which were located in several gauge sections at right angles to the longitudinal direction of the bar. Four wire strain gauges were fitted on each side of the bar in each section. The location

of the wire strain gauges is shown in Fig. 4. The wire strain gauges, which were opposite to each other on the two sides of the bar, were connected in series, so that direct readings of the average strain were taken at each point. Furthermore, wire strain gauges were also located in the central section in the free part of the bar in order that it might be possible to find out whether there was any appreciable amount of oblique tension.

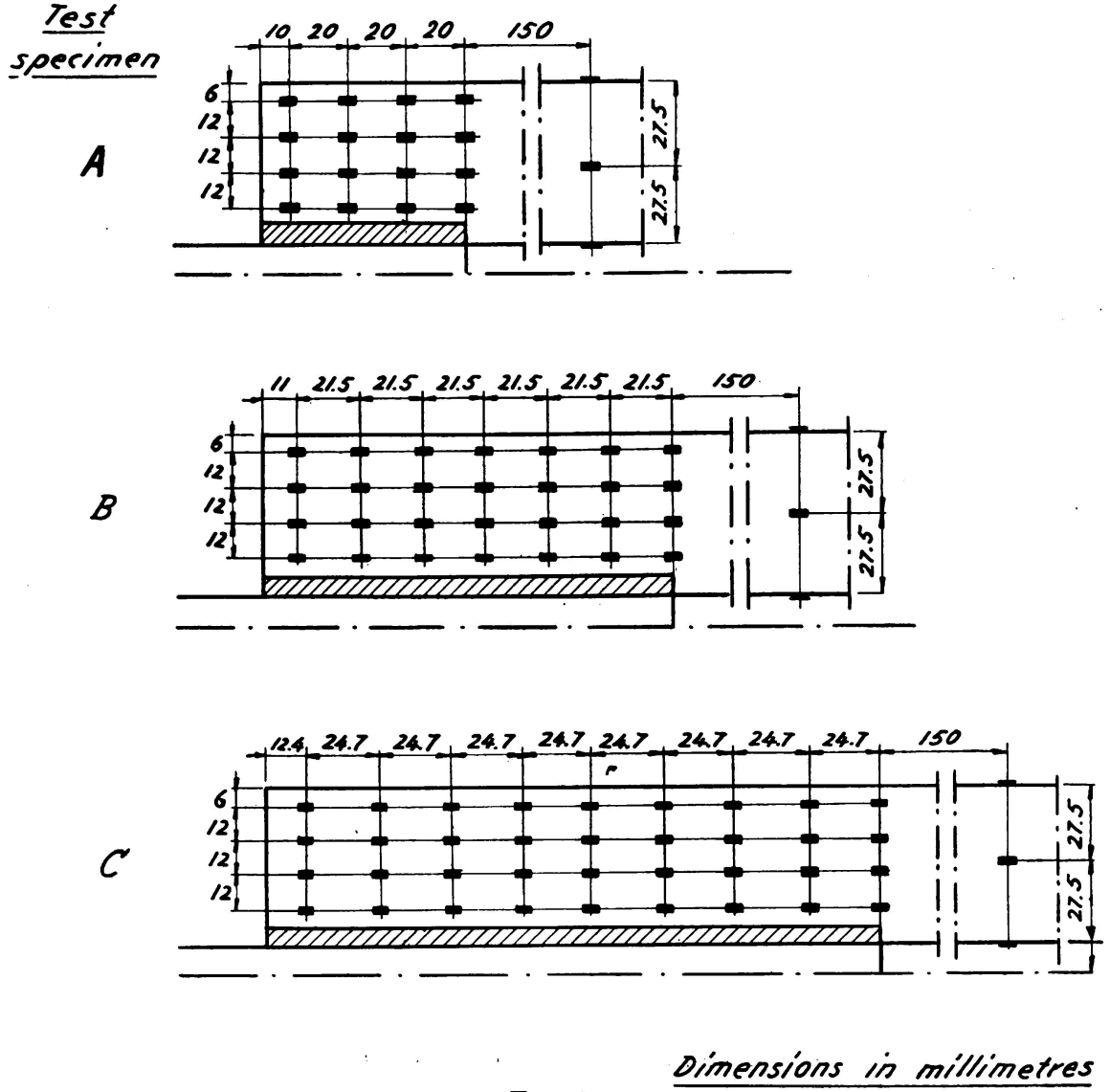


FIG. 4

If the stresses at the gauge points are known, then we can calculate the total tensile force D in each gauge section of the bar. If the direction x denotes the longitudinal direction of the bar, then the mean shearing stress in the two fillet welds of the bar is

$$\tau = \frac{1}{2a} \cdot \frac{\mathrm{d}D}{\mathrm{d}x} \qquad (1)$$

Now it was the strains, and not the stresses, that were measured in the tests. The relation between stress and strain is

$$\sigma_x = E\,\varepsilon_x + \nu\,\sigma_y$$

In this relation, σ_y is unknown. However, an approximate correction can be obtained by means of the conditions for equilibrium, so that Eq. (1) can be written in the form

$$\tau = \frac{1}{2a}\left[\frac{\mathrm{d}D_l}{\mathrm{d}x} + \frac{1}{6}\nu H^2 \frac{\mathrm{d}^3}{\mathrm{d}x^3}(\mu D_l)\right]$$

where D_l is the nominal tensile force in a gauge section. This force is calculated from E and ε_x, but without taking σ_y into account, i. e. $D_l = Et\int \varepsilon_x \,\mathrm{d}y$. Furthermore, t is the thickness of the bar, and μ is a coefficient which is dependent on the distribution of ε_x over the cross section (for a uniformly distributed strain, μ is equal to unity). Poisson's ratio is put equal to 0.3 in what follows. The determination of the correction term is of course very uncertain, but, on the other hand, this term is relatively small.

The tests were made in a tension testing machine having a capacity of 100 tons. The strains were observed several times during each test. Only three of the test specimens, viz., AI, AII, and BI, could be tested to failure.

The ultimate loads observed in the tests are given in Table 3, together with the corresponding mean shearing stresses.

TABLE 3

Ultimate Loads

Test Specimen No.	Ultimate Load Tons	Mean Ultimate Shearing Stress kg per cm²
AI	40	4070
AII	58	3440
BI	85	5060

It is remarkable that the lowest mean shearing stress was observed in a short, thick weld (AII, $l = 70$ mm, $a = 6.0$ mm), while the greatest mean shearing stress occurred in a long, thin weld (BI, $l = 140$ mm, $a = 3.0$ mm). All the same, since only one specimen of each type was subjected to the tests, it is not possible to draw any reliable conclusions from the test results. All three test specimens that failed were fractured in the weld. The test specimen BI after failure is shown in Fig. 5.

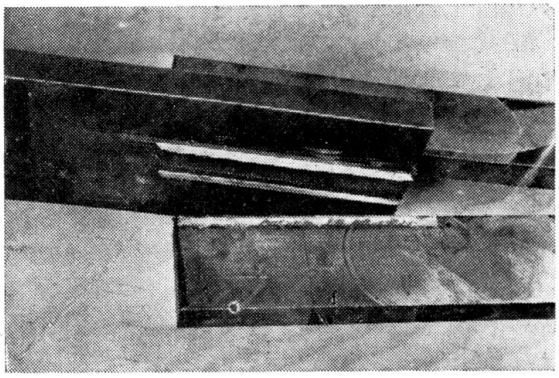


FIG. 5

Fig. 6 represents the shearing stress distributions corresponding to different loads and determined in conformity with the principle stated in the above. Each diagram shows the mean value of the observed values for each part of the weld between two gauge sections. The right-hand scale expresses the shearing stresses in the welds. The left-hand scale indicates the shearing force in two welds per centimetre of weld length ($2\,a\,\tau$). The actual shearing stress curve is of course continuous, but no attempt was made to draw this curve, since its details at the ends of the weld are unknown.

The results shown in Fig. 6 are uncertain in some respects. These uncertainties are due to several causes, e. g. the fact that it was not possible to measure the strains at that edge of the bar which was welded.

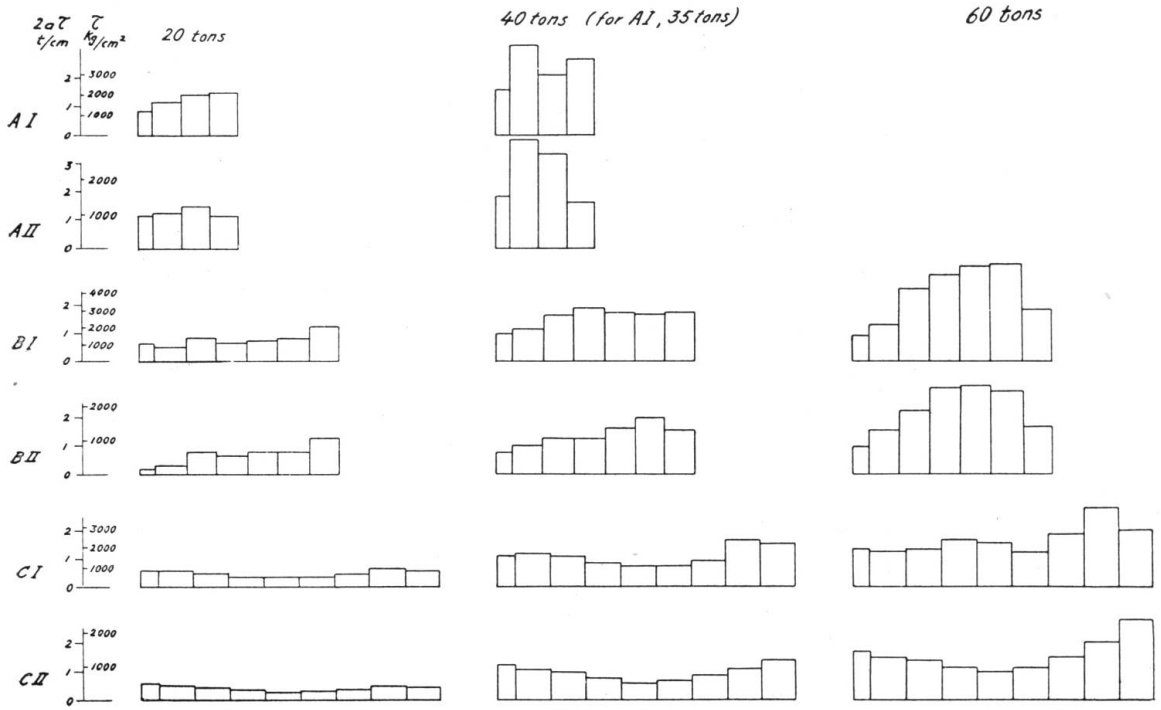


FIG. 6

Moreover, since the shearing stress is mostly dependent on the difference between the strains observed in two gauge sections, a relatively slight error in strain can give rise to a considerable error in the shape of the τ curve. The curves relating to the shortest welds are particularly sensitive to errors in measurements. Nevertheless, we can distinguish certain characteristic features in the shape of the curves. In the longest

welds (210 mm), the shearing stress is greatest at both ends of the weld. The curve referring to the test specimen CI under a load of 60 tons is more irregular than the other curves. The curves relating to the medium long welds (140 mm) show a shearing stress distribution which is in part comparatively irregular under the lowest two loads, and which does not exhibit any marked concentrations of shearing stresses at the ends. Under the greatest load, the highest shearing stresses in these test specimens occur in the central portion of the weld. In the shortest welds (70 mm), the shearing stress distribution under the smallest load is fairly uniform. At greater loads, the highest shearing stresses are found in the central portion of the weld on the test specimen AII, while the shearing stress distribution relating to the test specimen AI is more irregular. The test results do not indicate any substancial difference between the test specimens with thinner and thicker welds. To sum up the inferences which may be drawn from the tests described in the above, it can be stated that the shearing stresses in long welds tend to be concentrated to a certain extent at the ends of the weld, while shorter welds exhibit a more uniform shearing stress distribution or in certain cases a concentration of the shearing stresses in the central portion of the welds. The terms «long» and «short» welds, as used in this connection, mean that the length of the weld is brought into relation with the dimensions of the bar attached to the connection plate.

ACKNOWLEDGEMENTS

The tests were made as graduation theses at the Royal Institute of Technology, Stockolm, Sweden. The first test series was carried out by Messrs C. Anger and B. Sjölander, while the second test series was performed by Messrs B. Alte and K. Rendel. The Authors wish to thank them for their work.

SUMMARY

This paper gives an account of an experimental investigation made in order to study the transmission of forces from a bar to a connection plate through fillet welds submitted to shear. The investigation comprised two series of tests.

The first test series dealt with the variation in the ultimate load with the design of the bars attached to the connection plate. All test specimens were provided with identical welds, but the cross sectional shape of the bars was varied in such a manner that different values of the stress $\sigma_\perp$ at right angles to the longitudinal direction of the weld and the stress $\sigma_\parallel$ parallel to this direction were to be expected. However, no appreciable difference in the ultimate loads corresponding to the various types of specimens was observed in the tests. Thus, it appeared that the effects produced by the stresses $\sigma_\parallel$ and $\sigma_\perp$ on the load-bearing capacity of the welds were of minor importance in this case.

In the second test series, the shearing stress distribution along the fillet welds was studied by means of strain measurements at three different lengths of weld and at two different thicknesses of weld. The results of these measurements indicate that the shearing stresses in long welds are concentrated to a certain extent at the ends of the welds, while shorter welds exhibit a more uniform shearing stress distribution or in certain cases a concentration of the shearing stresses in the central portion of the welds.

In all tests the mean value of the shearing stress at failure was not inconsiderably greater than $\frac{1}{\sqrt{3}}$ times the ultimate strength of the weld metal.

In so far as it may be considered justifiable to draw any conclusions from these tests, which comprised a very small number of specimens, all test results seem to indicate that it seems to be reasonable to make the following two assumptions in the design of fillet welds of the type illustrated in Fig. 1, viz., first, that the effects of the stresses $\sigma_{\parallel}$ and $\sigma_{\perp}$ may be disregarded, and second, that the distribution of the shearing stresses is fairly uniform even in comparatively long welds.

ZUSAMMENFASSUNG

Der Beitrag gibt die Ergebnisse experimenteller Untersuchungen über die Kraftübertragung von einem Stab in eine Verbindungsplatte durch schubbeanspruchte Schweissnähte. Dabei handelt es sich um zwei Prüfungsreihen.

Vorerst wurde die Abhängigkeit der Bruchlast vom Querschnitt des mit der Platte verbundenen Stabes untersucht. Dazu erhielten sämtliche Prüfstücke gleiche Schweissnähte, aber die Querschnittsform der Stäbe wurde so verändert, dass verschiedene Spannungen $\sigma_{\perp}$ senkrecht zur Längsrichtung der Naht und verschiedene Spannungen $\sigma_{\parallel}$ parallel zu dieser Richtung zu erwarten waren. Es liessen sich dann aber keine merklichen Unterschiede in den Bruchlasten der verschiedenen Prüfstücktypen feststellen. Damit scheint es, dass die Einwirkung der Spannungen $\sigma_{\parallel}$ und $\sigma_{\perp}$ auf das Tragvermögen der Nähte in diesem Fall unbedeutend ist.

In der zweiten Prüfungsreihe wurde die Schubspannungsverteilung entlang der Kehlnaht mittels Spannungsmessung an Schweissnähten von 3 verschiedenen Längen und 2 verschiedenen Dicken untersucht. Diese Messungen beweisen, dass in langen Nähten die Schubspannungen sich bis zu einem gewissen Mass in den Nahtenden anhäufen, während kürzere Nähte eine gleichmässige Verteilung oder in gewissen Fällen sogar eine Anhäufung der Schubspannungen ins Mittelteil der Schweissnaht aufweisen.

In allen Prüfungen war der mittlere Wert der Schubspannung beim Bruch nicht unbeträchtlich höher als $\frac{1}{\sqrt{3}}$ mal die Bruchfestigkeit des Schweissmetalls. Soweit es gerechtfertigt erscheint, aus diesen Prüfungen, welche nur eine geringe Anzahl von Untersuchungen umfassen, Schluss-

folgerungen zu ziehen, so scheinen alle Ergebnisse derselben die Annahme zu bestätigen, dass:

1. die Einwirkung der Spannungen $\sigma_{//}$ und $\sigma_{\perp}$ als umbedeutend zu betrachten ist;
2. die Verteilung der Bruchlasten bei verhältnismässig langen Schweissnähten eine ziemlich gleichmässige ist.

RESUMO

O autor relata os ensaios a que se procedeu para estudar a maneira como se transmitem os esforços de uma viga a uma chapa de ligação, por intermédio de cordões de canto trabalhando ao corte. Efectuaram-se duas séries de ensaios.

Na primeira série determinou-se a variação da carga de rotura em função da secção das vigas soldadas à chapa de ligação. Em todos estes ensaios os cordões eram idênticos, mas a secção transversal das vigas era variável de modo a obter diferentes valores para as tensões $\sigma_{//}$ e $\sigma_{\perp}$, respectivamente paralela e perpendicular ao eixo longitudinal do cordão. Não se notou, no entanto, diferença apreciável entre as cargas de rotura correspondentes aos diversos ensaios. Parece portanto que o efeito das tensões $\sigma_{//}$ e $\sigma_{\perp}$ sobre a capacidade de carga das soldaduras é de pouca importância neste caso.

Na segunda série de ensaios estudou-se a distribuição das tensões de corte ao longo das soldaduras de canto, medindo as deformações para três comprimentos e duas larguras de cordão diferentes. O resultado destas medições mostra que para cordões compridos as tensões de corte estão em parte concentradas nas extremidades e que, para cordões mais curtos, a distribuição é mais uniforme ou apresenta, em certos casos, uma concentração de tensões na parte central do cordão.

Em todos os ensaios, o valor médio da tensão de corte correspondente à rotura, nunca ultrapassou muito $\frac{1}{\sqrt{3}}$ vezes a tensão de rotura do metal da soldadura.

Admitindo que se possam tirar conclusões deste estudo, que compreendeu um número muito reduzido de ensaios, os resultados parecem mostrar que, para o cálculo de cordões de canto do tipo indicado na fig. 1, é razoável admitir que:

1.° O efeito das tensões $\sigma_{//}$ e $\sigma_{\perp}$ é desprezível;

2.° A distribuição das tensões de corte é aproximadamente uniforme mesmo nos cordões relativamente compridos.

RÉSUMÉ

L'auteur décrit des essais effectués dans le but d'étudier le mode de transmission des efforts d'une barre à un gousset, par l'intermédiaire de cordons d'angle travaillant au cisaillement. L'ensemble de l'étude comprenait deux séries d'essais.

Dans une première série on a determiné la variation de la charge de rupture en fonction de la section des barres soudées au gousset. Dans tous ces essais les cordons étaient identiques, mais la section transversale des valeurs différentes pour les contraintes $\sigma_{//}$ et $\sigma_{\perp}$, respectivement parallèle et perpendiculaire à l'axe longitudinal du cordon. On n'a cependant pas remarqué de différence appreciable entre les charges de rupture correspondant aux divers essais. Il semble donc que l'effet des contraintes $\sigma_{//}$ et $\sigma_{\perp}$ sur la capacité de charge des soudures est peu important dans ce cas.

Dans une deuxième série d'essais on a étudié la répartition des contraintes de cisaillement le long des soudures d'angle, en mesurant les déformations pour trois longueurs et deux épaisseurs différentes de cordon. Le résultat de ces mesures montre que pour les cordons longs, les contraintes de cisaillement se concentrent, dans une certaine mesure, aux extrémités et que pour des cordons plus courts, la distribution est plus uniforme ou présente, dans certains cas, une concentration de contraintes dans la partie centrale du cordon.

Dans tous les essais, la valeur moyenne de la contrainte de cisaillement correspondant à la rupture, n'a guère dépassé de beaucoup $\frac{1}{\sqrt{3}}$ fois la contrainte de rupture du métal d'apport.

Pour autant que l'on puisse tirer des conclusions de cette étude qui n'a porté que sur un nombre très réduit d'essais, les résultats semblent montrer que, pour le calcul de cordons d'angle du type indiqué dans la fig. 1 il est raisonnable d'admettre que:

1° L'effet des contraintes $\sigma_{//}$ et $\sigma_{\perp}$ est négligeable;

2° La répartition des contraintes de cisaillement est approximativement uniforme, même pour des cordons relativement longs.

Leere Seite
Blank page
Page vide

IIIb1

Possibilités offertes par les aciers français en construction soudée

Possibilities offered by french steels in welded construction

Verwendungsmöglichkeiten französischer Stähle geschweisste Bauwerken

Possibilidades oferecidas pelos aços franceses em construção soldada

A. DELCAMP

Professeur à l'Ecole Centrale des Arts et Manufactures et à l'Ecole Spéciale des Travaux Publics

Ingénieur en Chef de la Compagnie de Fives-Lille

Paris

INTRODUCTION

En quelques années, en France, la construction soudée s'est imposée totalement dans les Ateliers de chaudronnerie, de tuyauterie, même à très haute pression, sur les chantiers de construction navale et les récents pétroliers de 38.000 Tonnes, ou même de 52.000 T. que construisent les Chantiers de St. Nazaire en sont le vivant exemple. Dans ces diverses industries, les machines à river sont mises au musée en attendant d'être riblonnées.

Dans le domaine de la construction métallique des ponts et charpentes, au contraire, la bataille en faveur de la soudure n'est pas gagnée et si des ouvrages soudés sont actuellement exécutés, c'est au prix de grandes difficultés et les ingénieurs des Administrations comme les Construteurs qui les conçoivent ou les réalisent, font encore figure de pionniers.

Cela tient, en particulier, à ce que depuis 1939, en raison des hostilités, la production sidérurgique française a rencontré de nombreux obstacles pour produire en quantité et à un prix abordable, les aciers réclamés par les constructions métalliques soudées.

C'est en partant d'une donnée économique que sera développé notre exposé technique sur les possibilités offertes par les aciers français pour les constructions soudées.

En effet, tandis que les Industries que nous avons déjà citées: chaudronnerie, tuyauterie, construction navale, peuvent payer des aciers

de qualité avec des majorations importantes sur les prix de base, c'est que l'emploi de la construction en acier s'impose; pour les ouvrages d'art et les charpentes, au contraire, la concurrence du béton armé et du béton précontraint est grande, ces matériaux ont pris naissance en France et leurs techniques sont défendues par des Ingénieurs de très grande valeur et par des entreprises de tout premier ordre. Il faut donc que les constructeurs métalliques puissent acheter aux forges des aciers de qualité à bon marché.

C'est cet impératif qui est à la base de nos difficultés.

I

NUANCES DIVERSES D'ACIERS SOUDABLES

A – *Acier Doux* (Adx)

C'est l'acier courant qui est produit par les forges françaises, avec plusieurs nuances, dont les principales sont:

— acier doux charpente dont la limite de rupture est comprise entre 35 et 45 Kgs/mm²,

— acier doux de construction avec limite élastique garantie de 24 Kgs/mm² répondant à la circulaire du Ministère de la Reconstruction et du Logement d'utilisation de l'acier dans les bâtiments.

Tous ces aciers, même sans autre garantie, sont pratiquement soudables, mais il ne saurait être question de les utiliser pour l'exécution de soudures soumises à des sollicitations importantes. Ils conviennent fort bien pour la serrurerie et les constructions légères.

Lorsqu'on veut les utiliser pour des ouvrages plus importants, il faut vérifier la composition chimique et les forges prévoient un contrôle de phosphore et soufre avec limites de:

$$P \leq 0{,}06\ \%$$
$$S \leq 0{,}06\ \%$$

moyennant un faible supplément de prix.

Pour les grandes constructions, ce contrôle doit être accompagné d'un minimum de résilience UF de 3 Kgs/cm².

B – *Acier Ac 42 Ponts et Chaussées*

Cet acier est couramment utilisé pour les ouvrages d'art avec:

— limite de rupture: 42 Kgs mm²
— limite d'élasticité: 24 Kgs mm²
— Allongement de rupture: 25 %

Les essais de réception actuels prévoient:

— essais de traction,
— essais de pliage à froid et à chaud pour les profilés,
— essais de résilience UF de 8 Kgs/cm².

Des essais systématiques de soudabilité ont été effectués récemment sur cet acier par l' Institut de Recherches de la Construction Navale qui a bien voulu nous communiquer les renseignements suivants:

Mode opératoire:

a Essais mécaniques,
b Analyses chimiques,
c Essais macrographiques,
d Essais de résilience à diverses températures,
e Essais de déchirement Kahn — Imbenbo,
f Essais de fragilité Schnadt.

Résultats des essais

1.° – *Influence de l'épaisseur*

Dans l'ensemble, la qualité diminue quand l'épaisseur augmente, comme le montrent les résiliences qui, à 0°, sont bonnes pour de faibles épaisseurs, mais entre 18 et 25 mm, on est déjà dans la zone de transition à 0°.

Les températures de transition caractérisées par la résilience UF = 3 sont, avec 12 mm d'épaisseur, à — 28°, en moyenne, et avec 25 mm à — 16°.

L'essai Schnadt montre qu'en épaisseur de 25 mm, les aciers sont déjà un peu sensibles aux entailles à la température de 0°.

Il faut, en conclusion, être très prudent pour des aciers de plus de 25 mm d'épaisseur.

Il faudrait envisager une modification de composition chimique.

2.° – *Influence du recuit sur la qualité des aciers effervescents*

Une constatation essentielle est que le recuit remonte légèrement les points de transition, mais n'améliore pas sensiblement la qualité, il ne peut être envisagé que pour les fortes épaisseurs.

3.° – *Utilisation des aciers chaudières effervescents recuits*

Ces aciers ne doivent pas être préconisés; ils comportent, sans plus de qualité, tous les risques consécutifs au recuit pour les aciers de cette catégorie.

4.° – *Possibilité d'amélioration des aciers effervescents par augmentation du rapport Mn/C*

Les essais montrent que l'augmentation du rapport Mn/C se fait toujours avec bénéfice, variable d'ailleurs suivant le type d'essais:

La résilience est nettement améliorée à 0° et le point de transition baisse de 15° quand Mn/C passe de 2 à 3.

L'influence est nette sur les déchirements et sur l'essai Schnadt à 0°.

En conclusion, il faut réaliser des aciers avec Mn/C nettement supérieur à 2,5 %.

5.° – *Aciers semi-calmés — Influence du recuit*

Ces aciers ne sont produits en France que depuis 3 ou 4 ans, et il est trop tôt pour conclure, mais les premiers résultats montrent que ces aciers, en fortes épaisseurs, ne sont pas meilleurs que les aciers effervescents avec Mn/C élevé supérieur à 3.

Le recuit n'apporte guère d'amélioration et l'intérêt économique du recuit reste discutable.

6.° – *Aciers calmés*

Ls résultats sont excellents et ne sont guère modifiés pour les fortes épaisseurs. Les caractéristiques de transition sont nettement plus basses.

C – *Acier Ac 55 à haut résistance*

Avant 1939, cet acier était dénommé en France Acier 54 au chrome cuivre, mais, depuis la guerre, en raison des inconvénients résultant de la présence du cuivre dans les ferrailles, les forges françaises lui ont substitué un acier manganèse donnant les mêmes caractéristiques:

— Limite de rupture: 54 à 63 Kgs mm²
— Limite d'élasticité: 36 Kgs mm²
— Coefficient d'allongement: 20 %
— Résilience UF: 7 Kgs/cm²

C'est cette nuance d'aciers qui soulève actuellement le plus de difficultés pour une production à un prix acceptable.

La Chambre Syndicale de la Construction Métallique, le Laboratoire de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics, l'Institut de Recherches de la Sidérurgie, l'Institut International de la Soudure et l'Institut de Recherches de la Construction Navale, ont multiplié les essais depuis plusieurs années.

Les premiers essais ont porté sur des épaisseurs de 12 mm avec composition chimique (tableau I).

$$\left.\begin{array}{l} C \leq 0{,}22\ \% \\ S \leq 0{,}04\ \% \\ P \leq 0{,}04\ \% \end{array}\right\} \quad (S + P) \leqq 0{,}07\ \%$$

TABLEAU I

Aciers soudables à haute résistance

Composition Chimique

Nuance	Repère	C	Mn	Cr	Ni	Va	Cu	Si	S	P	S + P
Aciers au Manganèse	n.° 1	0.22	1.29	0.19	0.50	—	0.13	0.25	0.025	0.030	0.055
	11	0.21	1.30	—	0.06	—	—	0.27	0.030	0.020	0.050
Manganèse chrome	6	0.13	1.29	0.37	0.20	—	0.16	0.13	0.015	0.015	0.030
	8	0.21	1.13	0.49	0.09	—	0.13	0.32	0 015	0.025	0.040
	9	0.24	1.33	0.33	0.14	—	0.15	0.20	0.020	0.020	0.040
	10	0.28	1.48	0.41	0.22	—	—	0.19	0.020	0.015	0.035
Manganèse Vanadium	2	0.19	1.40	0.16	0.10	0.16	0.14	0.28	0.035	0.035	0.070
	4	0.17	1.36	0.11	0.11	0.09	0.13	0.13	0.020	0.030	0.050
	5	0.18	1.45	0.21	0.13	0.10	0.07	0.14	0.025	0.040	0.065
	7	0.20	1.61	0.31	0.20	0.17	0.11	0.11	0.010	0.020	0.030
Chrome Cuivre	3	0.21	1.03	0.52	0.11	—	0.48	0.21	0.015	0.025	0.040

TABLEAU II

Essais de traction

Nuance	N°	Sens	R	E (0,2 %)	A	R + 2,5 A	Striction Σ %
Mn	1	L	57.4	37.9	26	122.4	64
		T	57.4	35.5	24.6	118.9	67
	11	L	54.9		24.1	115.2	51
		T	55		21.3	108.3	46
Mn Cr	6	L	47.2	27.9	31.4	125.7	76
		T	47.2	28.9	28.5	118.4	64
	8	L	59	36.2	27.5	127.7	66
		T	61.2	32.6	20.5	112.4	52
	9	L	62	35.8	23.7	121.2	62
		T	63.2	36.5	23.2	121.2	55
	10	L	56.1	34.5	24	116	63
		T	58.4	37	23.1	116.2	60
Mn V	2	L	60.7	41.5	29.5	134.4	65
		T	60.6	43.8	25.6	124.6	59
	4	L	54.1	35	28.5	125.3	67
		T	54.1	34.7	23	116.6	55
	5	L	60.4	42.3	27.3	128.6	66
		T	59.2	36.6	22.5	115.4	47
	7	L	60.5	47.8	24.5	121.7	70
		T	58.5	44.4	24.3	119.2	64
Cr - Cu	3	L	56.6	34.3	28.2	127.1	62
		T	56.7	34.5	26.5	122.9	60

TABLEAU III

Resiliences et températures de transition

Nuance	N°	Resilience U F			Température de transition en° C		
		à 20° C	à 0° C	à -20° C	K = 5	K = 3	Seuil de fragilité
Mn	1	8	7.7	7.5	- 60°	- 80°	- 110 à - 90°
	11	6	5.6	5.2	- 30°	- 80°	- 130 à - 110°
Mn Cr	6	13	11.7	10	- 60°	- 65°	- 90 à - 60°
	8	6	5.5	5	- 20°	- 65°	- 120 à - 80°
	9	6.5	6	5	- 20°	- 35°	- 80 à - 40°
	10	11	10.5	9.5	- 65°	- 75°	- 110 à - 90°
Mn V	2	9.5	8.5	7.5	- 70°	- 100°	- 150 à - 110°
	4	7	6.2	5.3	- 30°	- 65°	- 100 à - 80°
	5	4.5	4.3	4	(+ 50°)	- 60°	- 120 à - 80°
	7	15	13	11	- 70°	- 80°	- 120 à - 80°
Cr Cu	3	9.5	8.5	7.5	- 55°	- 75°	- 110 à - 80°

Les valeurs des températures de transition ont fait l'objet d'une vérification.

Les températures du seuil de fragilité ne doivent être considérées que comme ordre de grandeur, par suite de la dispersion des résultats dans cette zône.

TABLEAU IV

Essais de soudage à franc bord

Nuance	N°	R Kg/mm²	Angles de pliage 2 e	Pliage à la presse Epaisseur des mandrins	Résilience U F
Mn	1	60.7	95 180 - 180	— 15 mm	10.5
	11	59.8	62 (1)	—	13
Mn Cr	6	49	180 - 180 - 180	à bloc	12.6
	8	61.1	180 - 180 165	15 mm —	11.1
	9	64.7	180 - 180 165	13 mm —	10
	10	62.8	50° - 55° (1)	—	11.6
Mn V	2	62.5	180 - 180 - 180	10 mm	8.6
	4	56.1	180 - 180 - 180	à bloc	10.8
	5	60.9	73 - 131 180	— 15 mm	11.3
	7	59.4	180 - 180 - 180	à bloc	9.6
Cr Cu	3	59.8	180 - 180 155	7 mm —	10.7

(1) Première crique à la jonction soudure métal de base.

En outre, certains aciers contenaient du vanadium mais leurs prix sont tels qu'ils ne pourront être utilisés que pour des travaux spéciaux, la construction métallique courante étant surtout intéressée par les aciers Cr-Cu, Mn-C ou Mn-Cr.

Les essais de traction sur métal de base (tableau II) ont été complétés par des essais de résilience à diverses températures dont les résultats sont résumés dans le tableau ci-après (tableau III).

Des essais Schnadt ont été également exécutés (barreau Charpy $10 \times 10 \times 55$ avec entaille très fine), il y a corrélation entre les résultats des méthodes sur éprouvettes de résilience UF et Schnadt avec décalage moyen des températures de transition de l'ordre de 50°.

D'autre part, de multiples essais ont été faits sur joints soudés:

Essais mécaniques sur joints soudés

Les aciers ont tous été soudés à franc bord, avec électrodes Marine 60, sans aucune difficulté ni incident.

Les éprouvettes soudées, prélevées sur les joints, ont fait l'objet d'essais de traction, de pliage et de résilience.

Les résultats en sont reproduits sur le tableau IV.

Résistance:

Toutes les éprouvettes ont cassé hors soudures pour des valeurs supérieures de 1 à 2,5 Kg/mm² à celles du métal de base.

Angles de pliage:

Ces pliages sont dans l'ensemble satisfaisants. Ce sont ceux du métal déposé. Un très grand nombre de pliages à bloc ont pu être exécutés. Les aciers 10 et 11 ont des angles de pliage relativement faibles.

Résilience:

Les résultats sont également satisfaisants, comme on pouvait s'y attendre d'après la nature de l'électrode employée. Ces résiliences sont, en effet, celles du métal de base qui aurait pu être défavorablement influencé par le soudage. Les résiliences des joints soudés sont généralement égales, ou supérieures, aux résiliences des aciers de base.

On notera qu'aucune résilience de joint soudé n'est inférieure à 8,6.

Essais de billage sur joint soudé

Ils ont été effectuées par billages BRINELL et par billages ROCKWELL; les résultats sont reproduits sur le tableau V.

On peut déduire de ce tableau que:

a) sauf pour les Aciers 2, 7, 8, 9 et 11, la résistance de la soudure est supérieure à celle du métal de base d'environ 10 à 20 %,

TABLEAU V

Essais de billage

(Rockwell & Brinnell)

Tous les résultats sont exprimés en dureté Brinell

Nuance	N°	Dureté initiale (1)	Dureté du métal déposé (2)	D (3)	Zone affectée par la soudure			
					Partie basse (4)	(5)	Partie haute (6)	(7)
Mn	1	156	166	+ 10	175	+ 19	197	+ 41
	11	162	165	+ 3	165	+ 3	173	+ 11
Mn Cr	6	146	174	+ 28	163	+ 17	170	+ 24
	8	162	171	+ 9	204	+ 42	235	+ 73
	9	169	178	+ 9	195	+ 26	240	+ 71
	10	159	178	+ 19	235	+ 75	242	+ 83
Mn Va	2	172	172	0	213	+ 41	244	+ 72
	4	150	185	+ 35	179	+ 29	176	+ 26
	5	167	181	+ 14	206	+ 39	233	+ 66
	7	167	175	+ 8	238	+ 71	250	+ 83
Cr Cu	3	156	182	+ 26	210	+ 54	223	+ 77

(1) Moyenne de mesures faites par Billage Brinell et par billage Rockwell à 40 mm.
(2) Mesuré par billage Brinell au centre du V du métal déposé.
(3) Différence Brinell entre métal déposé et métal de base.
(4) et (6) Mesuré par Billage Rockwell.
(5) et (7) Durcissement par rapport au métal non affecté (exprimé en unités Brinnel).

TABLEAU VI

Essais de pliage sous cordon fissuré
(Essai Dutilleul)

Nuance	N°	$\frac{S2}{S}$	$\frac{D}{C}$	Critérium de Classement	
				$1-\frac{D}{C}$	$K_1=\frac{S2}{S}+\frac{(1-D)}{C}$
Mn	1	0.51	0.07	0.93	1.44
	11	0 42	0	1.00	1.42
Mn Cr	6	0.67	0.27	0.73	1.40
	8	0.54	0.20	0.80	1.34
	9	0.42	0.68	0.32	0.74
	10	0.50	0.35	0.65	1.15
Mn Va	2	0.50	0.36	0.64	1.14
	4	0.50	0.23	0.77	1.35
	5	0.55	0	1.00	1.55
	7	0.63	0.20	0.80	1.43
Cr Cu	3	0.46	0.56	0.44	0.90

Classement d'après $1-\frac{D}{C}$ = 11 (5), 1, 7, 8, 4, 6, 10, 2, 3, 9

Classement d'après K_1 = (5), 1, 7, 11, 6, 4, 8, 2, 10, 3, 9.

TABLEAU VII

Classement des aciers d'après les résultats des essais Kinzel sur éprouvettes soudées

D'après la température de transition t z s		D'après l'écart des températures de transition $\Delta t = t_{zs} - t_z$		D'après $t_{zs} + \Delta t$	
N°	Type	N°	Type	N°	Type
11	Mn	9	Mn - Cr	7	Mn - Va
7	Mn - Va	7	Mn - Va	8	Mn - Cr
2	Mn - Va	8	Mn - Cr	2	Mn - Va
10	Mn - Cr	2	Mn - Va	10	Mn - Cr
3	Cr - Cu	10	Mn - Cr	3	Cr - Cu
8	Mn - Cr	3	Cr - Cu	9	Mn - Cr
9	Mn - Cr			5	Mn - Va
5	Mn - Va				

Les aciers n° 1, 4 et 6 n'ont pas été essayés.

La mesure de Δt sur aciers n° 11 et l'acier 5 a été impossible.

b) la dureté BRINELL des aciers proposés est assez voisine de 160 (de 150 à 172, si l'on fait abstraction de l'acier 6).

c) Les augmentations de dureté dans la zone affectée par la soudure sont assez peu marquées. Dans la partie basse, l'augmentation varie de 19 à 61 unités BRINELL, et dans la partie haute, vis à vis du dernier cordon déposé, de 26 à 83.

Le maximum de dureté constaté est de 250 BRINELL.

Ces mesures confirment qu'il s'agit dans l'ensemble de nuances bien étudiées en matière de ductilité et de non trempabilité.

Essais d'encastrement R. D.

Les essais d'auto-encastrement ont été exécutés suivant la norme anglaise du Research Department.

Deux essais ont été effectués par nuance d'acier.

En aucun cas, l'examen visuel des éprouvettes brutes de soudage n'a permis de déceler des fissures dans le joint ou à son voisinage, ce qui permet de conclure favorablement pour l'ensemble des aciers examinés, l'essai étant relativement sévère.

Essais de pliage sous cordon fissuré Dutilleul

Les essais de pliage sous cordon fissuré ont été exécutés conformément aux indications des spécifications de la Marine Nationale.

Les résultats de ces essais sont reportés sur le tableau VI. Il est possible de caractériser ce mode d'essai par différents coefficients qui font intervenir les quantités $\frac{S2}{S}$ et $\frac{D}{C}$

$\frac{S2}{S}$ est le rapport du travail de déchirement au travail total de pliage et de cassure,

$\frac{D}{C}$ est le rapport entre les chutes brutales de l'effort de déchirement à l'effort maximum de pliage.

Le coefficient $K_1 = \frac{S2}{S} + (1 - \frac{D}{C})$ a été considéré pendant longtemps comme le plus intéressant pour les aciers à haute résistance. Si l'on admet que l'on doit rejeter les aciers pour lesquels $K_1 < 1$, on éliminerait les aciers 9 et 3.

En fait, on peut considérer que le critérium:

$$\frac{D}{C} < 0{,}5 \quad \text{ou} \quad 1 - \frac{D}{C} < 0{,}5$$

a une valeur au moins égale, sinon supérieure.

Ceci éliminerait également les aciers 9 et 3.

On notera avec étonnement que l'acier 5 vient en tête: ceci semblerait indiquer que l'essai de pliage sous cordon fissuré est moins influencé par le feuilletage ou le dédoublement que les autres essais, et en particulier, l'essai Kinzel dont les résultats sont exactement inverses.

Essais Kinzel sur métal soudé

Les résultats des essais Kinzel sur métal soudé ont été reproduits tableau VII, 2ème colonne (Température t z s). Ils permettent de constater que l'apport d'un cordon de soudure sur la surface du métal augmente la température de transition.

Cet essai permet un double classement des aciers au point de vue de leur «soudabilité» suivant que l'on considère la valeur de la tempépérature de transition de l'échantillon soudé t z s, ou l'écart des températures de transition entre échantillon non soudé et échantillon soudé: t z s - t z.

Le classement des aciers en fonction de t z s n'apparait pas comme très différent de celui qui est donné par la température sur métal non soudé t z.

Le classement d'après l'écart Δ t = (t z s - t z) parait, au contraire, original et indépendant du précédent (tableau VII – 2ème colonne). Il caractérise en quelque sorte la «sensibilité» du métal à la soudure.

L'acier 9 cependant peu satisfaisant par ailleurs, apparait comme étant peu sensible à la soudure. On voit que cette caractéristique ne saurait être considérée isolément.

En fait, si l'on admet que la valeur absolue de la transition t z s doit entrer en ligne de compte dans le classement, et qu'il faut faire également intervenir l'écart Δ t, on peut être tenté de combiner les deux critères de la façon la plus simple, c'est à dire, en prenant leur somme:

$$t\,z\,s + \Delta\,t$$

qui constitue une sorte de «température de classement».

La 3ème colonne du tableau VII indique le classement correspondant.

Conclusions

Les conclusions que l'on peut tirer de l'ensemble de ces essais paraissent assez nombreuses, et nous pouvons les résumer comme suit, en distinguant les essais mécaniques «banals» (fragilité et fissilité), et les essais dits de soudabilité constitués par l'ensemble des essais Dutilleul et Kinzel.

a) *Essais mécaniques* (fragilité et fissilité).

On peut considérer comme acquis les points suivants:

1.° – Si l'on fait abstraction d'un seul acier dont la composition était erronée (N.° 6), les forges françaises ont proposé 10 aciers à haute résistance sensiblement conformes à la spécification originale.

TABLEAU VIII

Comparaison de coulées Thomas à fort Mn/C et de coulées Martin

Coulée	Composition Chimique							Brut		Vieilli 10 %		Δ T_t
	C	Mn	$\frac{Mn}{C}$	S	P	N2	02	T_t	s	T_t	s	
3 T	0,07	0,31	4,4	0,043	0,047	0,0060	0,012	- 7°5	+ 5°5	20°5	7°	28°
4 T	0,07	0,37	5,3	0,046	0,034	0,0060	0,028	- 20°	6°	23°5	5°2	43°5
7 T	0,05	0,20	4	0,044	0,029	0,0060	0,032	1°	4°5	35°5		34°5
8 T	0 05	0,21	4,2	0,048	0,029	0,0070	0,035	- 3°5		36°5		40°
13 T	0,05	0,16	3,2	0,028	0,024	0,0050	0,048	14°	6°	35°		21°
1 M	0,14	0,24	1,7	0,035	0,031	0,0050		- 1°	4°	39°5	4°2	40°5
7 M	0,10	0,26	2,6	0,041	0,029	0,0055	0,011	- 7°	8°	40°	3°5	47°
8 M	0,08	0,21	2,6	0,049	0,029	0,0060		- 5°	5°5	27°	6°	32°
10 M	0,11	0,39	3,6	0,030	0,032	0,0055		- 10°	10°	34°	5°2	44°
13 M	0,10	0,24	2,4	0,030	0,030	0,0050		- 7°5	8°	34°5	3°8	42°

T_t = température de transition
s = écart-type
Δ T_t = différence des températures de transition aux deux états

2.° – Les forges ont recherché des formules de composition variées:

— Acier au manganèse (type 50 Marine renforcé),
— Acier au manganèse-chrome (dérivé du 60 Marine adouci),
— Acier au manganèse-vanadium à haute limite élastique,
— Acier au chrome-cuivre (dérivé de l'acier A 54 des Ponts et Chaussées).

3.° – Tous ces aciers ont subi un traitement de normalisation avant livraison, leur critérium de qualité est supérieur à 110 en travers et 120 en long; le «travers» des aciers N.° 5, 4 et 8 est assez marqué.

4.° – Les limites élastiques peuvent être garanties; 34 ou 36 Kgs/mm² dans le cas général — 40 Kgs dans le cas des aciers au Manganèse-Vanadium (sauf pour l'acier 4).

5.° – Toutes les courbes résilience/température sont nettement satisfaisantes (résilience UF 3 toujours inférieure à -60° sauf pour l'acier N.° 9). Les résultats montrent que ces aciers conservent une bonne plasticité et des possibilités d'adaptation à toutes les températures usuelles, comme il ressort du graphique d'ensemble.

6.° – Les études de comportement sous entaille très fine, menées à l'aide de l'éprouvette Schnadt de cohéracie montrent également une tenue systématiquement satisfaisant au-dessus de 0°. Les aciers 7, 2, 6 et 1 donnent pratiquement toute garantie en-dessus de -20° C. Les aciers 3, 4, 5, 9 et 8 paraissent, à cet égard, d'une qualité moins élevée.

7.° – Les essais de déchirement Kahn-Imbenbo effectués à titre indicatif en utilisant un critérium énergétique (travail de déchirement), confirment la bonne qualité générale de ces aciers. L'acier 8 serait un peu moins satisfaisant.

En résumé, les essais mécaniques de fragilité permettent d'éliminer l'acier N.° 5, incorrectement chuté. Les aciers 8, 3 et 9, plus moyens, se placent vers la limite des critériums généralement admis.

b) *Essais de soudabilité.*

Les résultats apparaissent comme satisfaisants en matière de soudabilité opératoire, et de soudabilité locale, les aciers ne sont pas auto-trempants et donnent de bons résultats aux essais de traction et de pliage sur joints soudés à franc bord.

Les essais Kinzel et Dutilleul ont fait ressortir qu'un classement général des aciers peut être établi d'après leurs indications partielles, car il existe incontestablement une certaine relation d'allure très large entre les critériums d'appréciation utilisés.

L'ordre de valeur décroissant des aciers proposés parait être le suivant:

— Aciers acceptables: 7, 11, 2, 10, 1, 4 et 8
— Aciers douteux: 3
— Aciers inacceptables: 9 et 5.

La coulée 5 (Manganèse-vanadium) est affectée par des défauts microscopiques. La température de transition Kinzel est, de ce fait, très mauvaise.

La coulée 9 (Manganèse-chrome), est peu satisfaisante. Elle est déficiente tant en fragilité qu'en soudabilité.

La coulée 3 (Chrome-cuivre) est relativement correcte en matière de fragilité, mais sa soudabilité à l'essai Dutilleul peut être suspectée.

Les coulées 8 (Manganèse-chrome) et 4 (Manganèse-vanadium) paraissent moyennes à tous égards.

La coulée 1 (Manganèse-nickel) dont la composition est dûe à une erreur de fabrication, est apparemment avantagée par sa teneur en nickel.

La coulée 11 (Acier au Manganèse), qui l'a remplacée, a des températures de transition plus satisfaisantes, des résiliences ou énergies de déchirement moins brillantes et une moindre ductilité au pliage.

La coulée 10 (Manganèse-chrôme), a remplacé l'acier 6 dont la résistance était insuffisante.

Les coulées 7 et 2 (Manganèse-vanadium) paraissent convenables, en dépit de légères microfissures accidentelles relevées au cours de l'essai RD sur l'acier N.° 2.

En conclusion, il semble bien prouvé que pour des épaisseurs de l'ordre de 12 mm, il soit possible d'accepter des formules de composition sensiblement différentes.

c) *Essais sur tôles de 25 mm.*

Ces essais ont été repris avec des tôles de 25 mm pour les aciers Mn-Cr et Mn-C.

Sur métal de base, on a constaté que la limite d'élasticité ne dépassait pas 34 Kgs/mm^2.

La résilience est en nette augmentation et la température de transition est majorée de l'ordre de 20°.

Les essais de soudage ont montré la supériorité de l'acier Mn-C, de sorte que l'on est conduit à conseiller du point de vue économique, un acier donnant:

R = 52 Kgs/mm^2
C $\leq$ 0,20 %
Mn: 1,20 à 1,35 %
Si : $\leq$ 0,30 %

d) *Aciers durs pour rails et fils de câbles.*

Nous ne dirons que quelques mots des aciers nuance 70/75 Kg/mm^2, pour rails soudables avec certaines précautions, mais qui pourraient être utilisés en construction métallique soudée dans certains cas particuliers d'éléments travaillant en compression.

Enfin, nous citerons pour mémoire, l'acier spécial pour câbles de ponts suspendus ou pour appareils de levage, donnant 150 Kgs/mm^2 ou même 180 Kgs/mm^2 avec fils soudés bout à bout lors du câblage.

II

AMELIORATIONS APPORTEES DANS L'ELABORATION DES ACIERS THOMAS

Toutes les nuances d'acier soudables dont nous avons parlé précédemment, en dehors des aciers pour rails, sont normalement élaborées au procédé Martin.

L'utilisation d'acier Thomas présente, cependant, pour l'Europe occidentale, un gros intérêt tant en raison des minerais existants que la rareté des ferrailles.

Les reproches adressés couramment à l'acier Thomas sont les suivants:

a) Plus grande fragilité, en particulier à basse température,

b) Moindres aptitudes à la déformation à froid et à la soudabilité,

c) Risques accrus de déchirure après poinçonnage à froid,

d) Tendance à un vieillissement précoce.

Les recherches entreprises par les sidérurgistes, ont montré successivement que le soufre, le phosphore, l'azote et l'oxygène que l'on rencontre en plus grandes quantités dans l'acier Thomas que dans l'acier Martin, sont les causes principales des insuffisances constatées.

Avant d'examiner les améliorations apportées à la fabrication de ces aciers, nous rappellerons les principales influences attribuées aux quatre éléments précités:

SOUFRE. — L'action nocive de cet élément est l'une des plus anciennement connue, surtout en ce qui concerne sa tendance à se rassembler aux joints des grains métalliques sous forme de sulfure de fer dont le point de fusion est à 985° et parfois (lorsque le métal est oxydé par une prolongation de sursouflage pour déphosphoration), sous forme d'une eutectique oxyde de fersulfure de fer dont le point de fusion est encore plus bas (940°).

Cette prédisposition du soufre rendrait le métal «rouverin», si l'on ne procédait pas à une addition de manganèse formant un sulfure de manganèse ou un sulfure double de manganèse dont les points de fusion se situent respectivement aux alentours de 1610° et 1400°.

Pour des teneurs à peine supérieures à 0,025 %, le soufre manifeste déjà son action, en tant que facteur de fragilité, et cette action provoque une diminution notable des résiliences surtout dans le travers des aciers, dès que la teneur atteint $\geq$ 0,06 %.

Le soufre a, de plus, une grande tendance à la ségrégation du fait de sa grande solubilité dans le métal à froid et les liquides de dernière solidification sont les plus riches en soufre, d'où manque d'homogénéité de l'acier avec, comme conséquences, des zones plus ou moins grandes de fragilité et risques accrus de mauvais comportement de l'acier en cours de soudure.

PHOSPHORE. — Tout comme le soufre et avec les mêmes conséquences le phosphore a une tendance marquée à la ségrégation. Il forme avec le fer et le carbone, un eutectique contenant 1,96 % de carbone, dont le point de fusion est à 953°, tandis que l'eutectique normal fer-carbone à 4,3 % de carbone fond à 1145°.

Lorsque le métal est chauffé à une température élevée, l'eutectique formé provoque un grossissement persistant du grain ayant, comme conséquence, une fragilité accrue au revenu et une forte contribution à l'hétérogénéité du métal et à son inaptitude à la soudure.

Les gaines impures créées autour des cristaux primaires du métal par le phosphore sont les facteurs de diminutions de résilience et la cause des criques et cassures survenant au cours de pliages ou déformations permanentes du métal, surtout lorsque les travaux sont effectués à froid. Cette action s'amplifie au cours du vieillissement du métal.

Il y a lieu de noter que ces effets sont très peu sensibles lorsque la teneur en phosphore est inférieure à 0,02 % mais qu'ils sont notables lorsqu'elle atteint 0,06 %.

AZOTE. — Ce n'est que peu de temps avant la guerre de 1939 que des moyens pratiques d'analyse de cet élément ont été mis au point et ont fourni des résultats à l'abri du doute.

On admet généralement que cet élément forme autour des grains de métal pur des graines nitrurées qui, provoquent une augmentation sensible de la résistance et de la limite élastique avec comme corrolaire une diminution de l'allongement et de la résilience.

Il est à noter que de même que celle du phosphore, l'action de l'azote s'amplifie au cours du vieillissement du métal.

De récents essais ont confirmé les prévisions de STROHMEYER qui pensait que, pour des aciers dont la composition en éléments autres que le phosphore et l'azote est identique, l'augmentation de la fragilité du métal est fonction de la valeur de l'indice (P + 5 N), attribuant à l'azote un effet cinq fois plus grand que celui du phosphore.

Ceci explique les efforts actuels faits par les sidérurgistes du monde entier pour obtenir dans les aciers Thomas, des teneurs en azote se rapprochant de celles de l'acier Martin qui varient de 0,001 % à 0,008 %.

OXYGENE. — Dans le procédé THOMAS, la fraction la plus importante de cet élément est introduite dans le métal en fusion par l'air de soufflage, le restant étant apporté par les additions du métal faites au moment de la charge et parfois en cours d'affinage.

L'oxygène ne peut être dissous dans le bain qu'à l'état d'oxyde de fer qui se trouve en équilibre avec le carbone le silicium et le manganèse.

La teneur en oxyde de fer est d'autant plus élevée que ces derniers éléments se trouvent dans le bain en quantités moindres. De ce fait, en fin d'affinage, il est fréquent de constater que la teneur en oxyde de fer du métal, ou autrement dit, en oxigène, est très élevée, de l'ordre de 0,1 % et plus.

Comme la constante d'équilibre C × Fe O varie dans le même sens que la température, le départ de l'oxygène en excès au cours du refroidissement de l'acier dans les lingotières s'effectuerait sous forme d'oxyde de carbone, se traduisant par un fort dégagement gazeux d'une violence telle

qu'elle pourrait aller jusqu'à projeter presque complètement le métal hors de la lingotière.

Pour remédier à cet état de choses, dans toute la mesure possible, on ajoute à l'acier avant la coulée, des éléments avides d'oxigène, tels que: manganèse, aluminium, qui fixent l'oxygène libéré par la décomposition de l'oxyde de fer, en donnant des produits tous insolubles dans l'acier qui, suivant la grosseur des particules formées, décanteront dans le bain d'acier et remonteront en surface ou, au contraire, resteront emprisonnés dans le métal sous forme d'inclusions.

Ce métal effervescent, qui contient de nombreuses soufflures, mais dont la zone extérieure du lingot est particulièrement pure, présente une facilité d'emboutissage et donne de bons résultats à la soudure, à la forge. Mais, en contrepartie, le métal est beaucoup plus hétérogène que celui des aciers «calmés» et ses caractéristiques mécaniques sont moins favorables et surtout moins régulières; il présente également une grande aptitude au vieillissement, se traduisant par une augmentation de la fragilité. Certains sidérurgistes attribuent cette fragilité à la présence d'oxyde ferreux dissous dans les joints des grains de métal, alors que d'autres en rendent responsables les inclusions métalliques, ou non, apportées par la charge et les additions calmantes.

Les progrès réalisés depuis quelques années, ont mis à la disposition des aciéristes THOMAS, toute une gamme de moyens permettant de règler à volonté, dans de très larges limites, les teneurs en soufre, phosphore, azote, suivant les besoins.

Nous citerons, en particulier, la désulfuration au carbonate. C'est un affinage par addition de castine (pierre calcaire à base de carbonate de chaux) et de battitudes (copeaux d'acier et de ferrailles) ce qui permet de descendre l'azote au-dessous de 0,012 % et le phosphore au-dessous de 0,05 %.

D'autre part, le règlage précis de la température des charges et du point d'arrêt de l'opération par la mesure des débits de vent, l'emploi du pyromètre à immersion et des méthodes optiques d'observation de la flamme, permettent de limiter les teneurs en soufre, phosphore et azote.

Par ces moyens simples, à condition de fixer judicieusement les teneurs en carbone et en manganèse (rapport $\frac{Mn}{C}$ assez fort), on obtient des aciers THOMAS donnant des températures de transition du même ordre que celles de l'acier MARTIN, comme le montre le tableau VIII.

Si l'on veut aller plus loin, il faut avoir recours au soufflage avec du vent enrichi par des mélanges d'oxygène et de vapeur d'eau ou de gaz carbonique.

Les «aciers Thomas à l'oxygène», sont maintenant fabriqués industriellement. Le procédé d'affinage consiste en la substitution partielle ou totale, de l'oxygène à l'air de soufflage avec, pour conséquence, des réductions notables des teneurs en azote et phosphore, sans absorption notable d'oxygène en raison de la rapidité de l'opération réalisée.

Les fabrications entreprises en Europe Occidentale concernent surtout des aciers doux et extra doux, pour emboutissage et tréfilage. Le comportement de ces aciers au cours de l'emboutissage et des essais de vieillissement artificiel est comparable à celui des aciers Martin et le

prix de revient est inférieur, compte tenu du prix actuel des ferrailles.

Pour les aciers de construction métallique, le procédé à l'oxygène semble devoir donner satisfaction, sous réserve de mises au point téchniques de fabrication.

Lorsque l'on veut réaliser des minima de fragilité et d'aptitude au vieillissement, il faut avoir recours pour l'acier Thomas comme pour le Martin, au «calmage».

C'est ainsi qu'a été mis au point, en France, le procédé Ugiperval, par émulsion de laitier dans la masse liquide.

Dans ce procédé, plusieurs laitiers sont successivement utilisés suivant les impuretés à éliminer. Ils sont fondus dans des fours électriques à arc de sole conductrice, et versés dans une poche de coulée.

Un choc violent entre métal et laitiers est provoqué en faisant basculer, d'une grande hauteur et en gros jet, le métal en fusion dans la poche de coulée. Le choc entraine les laitiers au sein du métal où ils s'émulsionnent en gouttelettes très fines et décantent sans laisser de traces d'inclusions dans le métal après solidification.

On obtient, en quelques minutes, des aciers dont les teneurs en soufre, phosphore, oxygène, peuvent être abaissées à un taux inférieur à celles observées pour les aciers Martin effervescents.

C'est un acier excellent. Malheureusement, la préparation des laitiers est très onéreuse et le prix de cet acier, actuellement, le fait réserver à des usages spéciaux comme les corps de chaudières à haute pression.

III

CARACTERISTIQUES À EXIGER DES ACIERS SOUDABLES

De ce que nous venons de dire au sujet des aciers Thomas améliorés, il résulte qu'il apparaitrait logique à l'avenir d'imposer non pas le mode d'élaboration des aciers de construction métallique, mais les caractéristiques d'analyse et d'essais mécaniques nécessaires pour garantir l'absence de fragilité, laissant au fournisseur le choix des moyens de réaliser au mieux les conditions imposées:

A – *Composition chimique*

Les teneurs maxima à exiger des divers éléments visant essentiellement en premier lieu S et P et en second lieu N et O'.

Les teneurs en C, Mn ou autres, doivent permettre une vaste gamme de fabrications à la disposition des forges.

Le rapport $\frac{Mn}{C}$ comme nous l'avons vu, doit être examiné de très près.

B – *Essais macrographiques et grosseur de grain moyenne*

Il s'agit, ici seulement, de la mesure du grain ferritique.

C – *Essais mécaniques*

Ce sont les essais de traction et le pliage qui doivent vérifier la résistance à la rupture, la limite élastique et le coefficient d'allongement, ce qui permettra de déterminer le critérium de qualité (R + 2,5 A).

D – *Essais de fragilité sur métal de base*

Ce sont les essais de résilience et de température de transition.

Ils peuvent être complétés par des essais Schnadt (cohéracie) de déchirement (KAHN-IMBENBO) et de pliage (KINZEL).

Ces essais doivent donner, en particulier, des renseignements sur la tenue des aciers à basse température.

IV

ESSAIS DE SOUDABILITE

La Commission de la soudabilité de l'Institut International de la Soudure, a établi une proposition pour une classification des essais de soudabilité.

Les essais pratiqués dans les divers pays sont très nombreux:

— Essais mettant en évidence les conséquences directes du cycle thermique de soudage 23
— Essais mettant en évidence la fissuration 14
— Essais mettant en évidence la fragilité... 16

Il est bien évident que, pratiquement, il faut faire un choix. D'ailleurs, il y a en réalité deux problèmes, celui d'identification d'un acier soudable permettant de fixer son *signalement*, et celui de *recette* de cet acier.

Les premiers essais doivent être assez complets, les deuxièmes, au contraire, très simples et économiques.

A – *Essais de signalement*

Ils comprendront l'analyse chimique, le contrôle macrographique. et la détermination de la grosseur du grain ferritique.

Ils seront complétés par des essais de soudabilité locale:

— Traction transversale et pliage sur assemblages bout à bout,
— Traction longitudinale et pliage sur assemblage soudé bout à bout,
— Dureté sous cordon.

Et de soudabilité globable:

— Aptitude à la fissuration par essais sur assemblages bridés,
— Sensibilité à l'effet d'entaille.

Résilience, essais de pliage sur entaille en V (Kinzel), Essai Schnadt ou Dutilleul, exceptionnellement pour les grosses épaisseurs, essai de pliage KOMMERELL sur éprouvette comportant une soudure déposée dans rainure longitudinale.

B – *Essais de recette*

Quant aux essais de recette, ils devront être, comme nous le disions ci-dessus, très simples et prouver seulement que l'acier livré correspond bien au «signalement» fixé.

Ils devront, à notre avis, se borner à des essais sur le métal de base: traction, résilience, et, éventuellement essai Schnadt.

Pour les aciers à haute résistance, il faudrait, en outre, prévoir:

— analyse chimique,
— contrôle macrographique,
— détermination de la grosseur du grain.

V

ELECTRODES ENROBEES DE SOUDURE À L'ARC

Pour réaliser des constructions soudées correctes, le métal de base compte beaucoup, mais le but ne serait pas atteint si des défauts résultaient d'une insuffisance des électrodes ou, si le matériel nécessaire à la mise en oeuvre des électrodes, ne remplissait pas son rôle essentiel.

En effet, la continuité de la matière, résultat auquel on atteint par le soudage, doit s'accompagner, obligatoirement d'une bonne homogénéité de l'ensemble, métal de base-zone soudée, particulièrement en ce qui concerne les propriétés mécaniques. Cette nécessité a conduit dans le domaine du soudage à l'arc, à la fabrication des électrodes enrobées. Le soudage à l'arc au fil nu, dans une atmosphère non protégée, est aujourd'hui pratiquement abandonné.

Rôle des enrobages

Les enrobages remplissent un rôle multiple au point de vue électrique, mécanique, physique et métallurgique.

Rôle électrique. — Les enrobages contiennent des substances aux propriétés ionisantes qui facilitent l'amorçage et la stabilité de l'arc. En particulier, c'est grâce à l'incorporation de ces substances dans les enrobages qu'on a réussi à mettre au point les électrodes fonctionnant en courant alternatif. En outre, étant isolants, les enrobages s'opposent à l'amorçage d'arcs secondaires.

Rôle mécanique et physique. — En fondant, l'enrobage forme un laitier dont la densité et la tension superficielle influent sur la forme et l'aspect du cordon. Mais, le rôle essentiel de l'enrobage résulte du fait que sa fusion s'effectue avec un certain retard sur celle du métal de l'âme.

Il se forme un cratère de profondeur variable qui facilite le guidage de l'arc, contribue à sa stabilité et permet de le tenir aussi court que possible. L'obtention d'un dépôt de métal sain, la possibilité de soudage «en position» se trouvent facilitées par les qualités mécaniques de l'enrobage.

Rôle métallurgique. — Au point de vue métallurgique, les enrobages permettent:

a) de protéger le métal fondu contre l'influence pernicieuse de l'oxygène et de l'azote atmosphérique, en entourant l'arc d'une gaine protectrice d'hydrogène, d'oxyde de carbone ou d'autres gaz résultant de la combustion de certaines matières organiques ou autres;

b) de maintenir, par équilibre chimique, un dosage suffisant en carbone, silicium ou manganèse, qui risquerait de disparaître partiellement par voie d'oxydation; c'est le rôle des ferro-alliages.

L'amélioration des qualités mécaniques du métal déposé, procurée par les enrobages, est mise en évidence par les valeurs comparatives suivantes:

Cractéristiques du métal déposé	Avec fil nu	Avec électrodes enrobées
Charge de rupture	R = 30 à 40 Kg/mm²	R × 1,5
Limite élastique...	E = 20 à 30 Kg/mm²	E × 1,5
Allongement	A = 5 à 10 %	A × 3
Résilience...	K = 1 kgm/cm²	K × 10

Classification des électrodes

Les électrodes de construction en acier au carbone, ou faiblement allié, sont classées par la norme française A 81.309, en fonction de leurs caractéristiques mécaniques: charge de rupture, allongement et résilience et de la nature de leurs enrobages.

En ce qui concerne ces enrobages, on distingue:

1.° – *Electrodes à enrobages cellulosiques*

2.° – *Electrodes à enrobages acides ou neutres:*

On distingue dans cette classe d'enrobages, les types suivants:

a) enrobages au ferro-manganèse;

b) enrobages à l'oxyde de fer;

c) enrobages en rutile (oxyde de titane) à haute teneur en oxyde de titane corps très ionisant.

3.° – *Electrodes à enrobages basiques:*

Renfermant du carbonate de chaux ou des produits donnant au laitier des propriétés basiques.

4.° – *Electrodes à enrobages cellulosiques, basiques ou acides à la poudre de fer*

Choix des électrodes

Toutes ces électrodes sont utilisables en courant alternatif, comme en courant continu. Toutefois, pour être utilisables en courant alternatif, les électrodes basiques demandent une tension à vide élevée, d'au moins 70 Volts.

Le choix des électrodes dépend essentiellement des caractéristiques chimiques et mécaniques des métaux de base, de la forme et de la dimension des pièces à souder, qui nécessitent souvent le soudage en position, et aussi de la vitesse de soudage à réaliser.

Des essais très récents ont montré que les électrodes actuelles remplissaient bien leur rôle:

Du point de vue de la composition chimique:

a) les dépôts bruts de fusion à l'arc sont, en général, à faible concentration en carbone ($C \leq 0{,}10\ \%$) et à teneurs élevées en manganèse et silicium. Le rapport Mn/C de l'ordre de 1 pour les électrodes oxydantes, atteint 4 à 6 pour les électrodes acides et cellulosiques 5 à 7 pour les électrodes rutiles et dépasse largement 8 à 10 pour les électrodes basiques;

b) les teneurs en soufre et phosphore sont faibles ($S + P \leq 0{,}05$), ceci résulte du choix initial de l'acier qui constitue l'âme de l'électrode et du contrôle des produits dans l'enrobage;

c) les teneurs en oxygène, azote et hydrogène, sont relativement élevées; les teneurs en azote peuvent atteindre 0,04 % pour les électrodes oxydantes; elles s'abaissent à 0,025 % pour les électrodes acides et rutiles et restent inférieures à 0,015 % pour les électrodes cellulosiques et basiques;

d) sauf pour les électrodes oxydantes, le métal est calmé et quelquefois surcalmé.

Du point de vue structural:

a) la structure ferritique du métal déposé est affinée par le traitement thermique des cycles de soudage;

b) la classification des électrodes de soudage en prenant comme critère la température de transition de fragilité, concorde bien avec celle qu'on peut déduire par d'autres critères comme les propriétés mécaniques;

c) aux basses températures, le cordon de soudure se comporte mieux que les aciers ordinaires de construction et au moins aussi bien que les meilleurs aciers.

VI

CONCLUSIONS

Pour que la construction métallique se développe pleinement, que faut-il?

1.° – Du côté de la Sidérurgie:

Il est indispensable que les producteurs fassent un gros effort de qualité, surtout pour les aciers à haute résistance, sans que les majorations sur les prix de base soient trop importantes.

2.° – Du côté des Architectes et des Ingénieurs:

Il faut que l'on pense «formes soudées» et que les études soient réalisées par des Bureaux d'études entrainés.

3.° – Du côté des Administrations:

Il faut que les Cahiers des Charges soient adaptés en liaison avec les Sidérurgistes et les Constructeurs.

RÉSUMÉ

Les constructions soudées en France sont en plein essor dans les industries de la chaudronnerie et de la construction navale. Pour les constructions métalliques des difficultés entravent le développement des ensembles soudés et cependant des possibilités existent.

Les constructeurs français ont obtenu de la Sidérurgie divers aciers avec garantie de soudabilité, et l'auteur du mémoire donne les derniers résultats des essais entrepris avec les aciers de plusieurs nuances: acier doux de construction, acier AC 42 des Ponts et Chaussées, acier à haute résistance.

Toutefois, la plupart de ces aciers ne sont pas produits en quantité suffisante d'où délais et prix élevés. C'est pourquoi, les améliorations que l'on peut apporter dans l'élaboration de l'Acier Thomas, doivent-elles retenir l'attention en vue d'arriver à des aciers dont le mode d'élaboration n'aura plus besoin d'être mentionné dans les Cahiers des Charges.

Il importe d'ailleurs de fixer les caractéristiques à exiger des aciers soudables et à préciser les conditions des essais de soudabilité, en séparant bien les essais complets d'identification d'un acier et ceux plus simples de réception courante.

Quant aux électrodes, de grands progrès ont été réalisés en France et l'on peut dire que ce problème est résolu favorablement.

En conclusion, pour que les constructions métalliques soudées se généralisent, il faut qu'une liaison continue entre la Sidérurgie, les Architectes et Ingénieurs et les Administrations permette la production d'aciers de qualité à des prix intéressants.

SUMMARY

In France welded construction is being increasingly used in boiler plate works and shipbuilding. In structural jobs, in spite of the existence of definite possibilities, a number of difficulties are keeping back development of welded assemblies.

French manufacturers have obtained from the Siderurgical Industries, a number of types of steel with guaranteed weldability; the author reports the latest results of experiments carried out with some of those: structural mild steel, AC 42 steel of the «Ponts et Chaussées», high tensile steel.

However, most of these steels are not produced in quantity, their prices are therefore high and their delivery long. Due to this situation, production of Thomas processed steel should be improved so as to reach a type of steel the production process of which need no longer be specified.

It is also important to decide on the specification of weldable steels and to define the weldability tests, sorting out the identification tests of a steel from the current reception ones.

As for electrodes, great progress has been made in France and the problem may be considered as favourably solved.

In conclusion, to generalise the use of welded constructions an active and continuous collaboration between the Siderurgical Industry and the Architects, Engineers and Public Administrations is necessary so as to enable the production of high quality steel at fair prices.

ZUSAMMENFASSUNG

Geschweisste Konstruktionen sind in Frankreich im Kessel- und Schiffsbau in vollem Aufschwung. Im Stahlbau hemmen noch Schwierigkeiten die Entwicklung geschweisster Bauwerke, doch es bestehen Lösungsmöglichkeiten.

Die französischen Konstrukteure erhielten von der Stahlindustrie verschiedene Stähle mit garantierter Schweissbarkeit, und der Verfasser dieses Beitrages gibt die Ergebnisse der letzten, an den verschiedenen Stählen durchgeführten Prüfungen: normaler Baustahl, Stahl AC 42 der Ponts et Chausées, hochwertiger Stahl.

Die Mehrzahl dieser Stähle werden jedoch nicht in genügender Menge und deshalb mit erhöhten Fristen und Preisen hergestellt. Daher verdienen die Verbesserungen in der Verhüttung des Thomas-Stahls besondere Aufmerksamkeit im Hinblick auf das Ziel, Stähle zu erhalten, deren Verhüttungsart in den Belastungsvorschriften nicht mehr erwähnt zu werden braucht.

Ferner ist es wichtig, die massgebenden Werte eines schweissbaren Stahls genau festzulegen, ebenso die Prüfungsbedingungen der Schweissbarkeit, wobei deutlich die vollständige Bestimmungsprüfung eines Stahls

von der viel einfacheren laufenden Abnahmeprüfung unterschieden werden soll.

Das Problem der Elektroden ist durch die grossen in Frankreich erzielten Fortschritte im günstigen Sinn gelöst.

Schiesslich muss zur weitern Verbreitung der geschweissten Bauweise eine dauernde Verbindung von Stahlindustrie, Architekten und Ingenieuren und der Verwaltung die Herstellung von Qualitätsstählen zu günstigen Preisen erlauben.

RESUMO

Em França a construção soldada está em pleno desenvolvimento na caldeiraria e na construção naval. Na construção metálica, apesar de existirem possibilidades interessantes, certas dificuldades atrazam o desenvolvimento das estruturas soldadas.

Os constructores franceses conseguiram obter da Indústria Siderúrgica vários aços com soldabilidade garantida; o autor indica os últimos resultados dos ensaios efectuados sobre alguns deles: aço macio de construção, aço AC 42 de «Ponts et Chaussées», aço de alta resistência.

A maior parte destes aços não são no entanto produzidos em quantidades suficientes, donde resultam preços elevados e prazos de entrega longos. Por estas razões, os melhoramentos a introduzir na elaboração dos aços Thomas deverão procurar produzir aços cujo modo de obtenção não necessite de ser mencionado nos cadernos de encargos.

Torna-se importante, por outro lado, fixar as características a exigir dos aços soldáveis e definir os ensaios de soldabilidade, marcando bem a diferença entre os ensaios completos de identificação de um aço e os ensaios mais simples de recepção corrente.

Quanto aos electrodos realizaram-se importantes progressos em França, e o problema pode considerar-se resolvido favoràvelmente.

Em conclusão, para que as construções soldadas se generalizem, torna-se necessário que uma colaboração contínua entre a Indústria Siderúrgica, os Arquitectos os Engenheiros e as Administrações permita a produção de aços de boa qualidade a preços interessantes.

Leere Seite
Blank page
Page vide

IIIb2

Structural steels for welded structures, as related to the practice of bridge construction in the United States

Baustähle für geschweisste Bauwerke, im Zusammenhang mit dem Brückenbau in den Vereinigten Staaten

Os aços de construção para estruturas soldadas e o seu emprego na construção de pontes nos Estados Unidos

Les aciers de construction pour charpentes soudées et leur utilisation dans la construction des ponts aux Etats Unis

ERIC L. ERICKSON
Chief Bridge Engineer

NATHAN W. MORGAN
Bridge Engineer

Bureau of Public Roads, U. S. Department of Commerce
Washington, D. C.

The historical development of a structural steel for welding in the United States had its beginning in the 1930 decade at the same time that structural welding specifications were being promulgated. The following two decades saw a demand for a more weldable steel that would safely meet the requirements for dynamically loaded structures.

There has been a constant development of structural steels and specifications covering materials, design, and construction. This development has been enhanced by numerous programs of research and the constructive thinking of engineers and scientists in various appurtenant fields.

The basic steels for structural use have been limited, generally speaking, to mild structural carbon steel, structural silicon steel, structural nickel steel, a few high strength special steels, and a low alloy group. While all of these have found wide usage in riveted construction, the preponderance of the structural metal has gone into the mild structural carbon steel type. This steel, developed in 1901 following the era of wrought iron, is a soft or mild carbon steel which, since 1949, has been designated as A7 steel for bridges and buildings by the American Society for Testing Materials. The pertinent elements of this specification are shown in Table I.

The A7 steel has been used in many welded highway bridges and also some railroad bridges. The types of welded new steel structures

built in America, are as follows: trusses, arches, frames, beams reinforced with cover plates or for composite design, columns, and girders. The welding of railway bridges has been largely limited to repair of existing structures, although a number of all-welded bridges have been built. The welding of highway bridges began with trusses, as a changeover from riveted work. Beam, plate girder spans, and rigid frames are

TABLE I

A7 Steel

Chemical Requirements

	Ladle Analysis	Check Analysis
Phosphorus, max, %:		
Open-hearth or electric furnace:		
Acid	0.06	0.075
Basic	0.04	0.05
Acid-Bessemer	0.11	0.138
Sulfur, max, % (open-hearth or electric furnace)	0.05	0.063
Copper, when copper steel is specified, min, %	0.20	0.18

Tensile Requirements

	Plates, Shapes, and Bars
Tensile strength, p. s. i.	60,000 to 72,000 (*)
Yield point, min, p. s. i.	33,000
Elongation in 8 in., min., %	21
Elongation in 2 in,. min, %	24

(*) The upper limit of 72,000 p. s. i. may be increased by 3,000 p. s. i. for material over 1 1/2 inches in thickness.

the types most frequently used today. The Bay shore Freeway structures in the city of San Francisco involve some 26,000 tons of welded steel with 2 1/2 million linear feet of welding, and make up the largest all-welded bridge project in the United States. The structure is equivalent in length to about 9 1/2 miles of 2-lane highway.

It should be noted that for A7 steel there is no specified limit for either carbon or manganese, both of which elements are contained in steel. Likewise, a killed steel is not specified for any thickness of plate and this is a further detriment especially for the weldability of thick material. Since such a steel can be subject to hardenability, underbead cracking, and notch sensitivity, it is obvious that a change in specifications was needed to insure sound work. Although much of the A7 steel being manufactured at the present time has chemical characteristics which assure good weldability, and that the thicker plates are

either semi-killed or fully killed, the fact remains that since this specification does not assure definite weldability, there was motivated an effort to obtain a specification acceptable to the American steel industry having the physical properties of A7 steel and chemistry and process of manufacture sufficiently restrictive to assure satisfactory weldability.

It may be well at this point to review the meaning of the term weldability, because we are constantly confronted with the statement that A7 steel is weldable because it has been used in such a large number of structures. The term weldability involves the degree of satisfactory service. The steel that went into a welded ship that failed, or into a bridge that collapsed, was «weldable» in the sense that it was welded with ease. In this sense, structural silicon steel with 0.40 percent carbon is «weldable». However, this is not true of weldability. The American Welding Society's definition for the term «weldability» is as follows:

«The capacity of a metal to be welded under the fabrication conditions imposed, into a specific, suitably designed structure and to perform satisfactorly in the intended service.»

Thus, «weldability» involves the ease with which a material can be welded with due consideration to all variables and to the necessity of obtaining acceptable physical properties and performance. Considering the frequency of cracking of A7 steel during and after welding, it is evident that a more weldable type of structural steel has been needed.

The welding era for structures may be said to have begun in the 1920 decade. For bridges and buildings, the currently existing form of the A7 type of steel was used for both riveting and welding. After the first edition of the American Welding Society's Specifications for Highway and Railway Bridges was published in 1936, efforts were begun to specify a more suitable steel than A7. Numerous attempts before 1950 met with failure on the part of the engineers and the producers to agree.

In 1951, the steel manufacturers consented to furnish the State of California for the Bayshore Freeway structures, a more weldable type of steel. The principal characteristics are shown in Table II.

In 1953, after the steel producers had been approached in the hopes of obtaining a jointly agreeable specification for general use in welding and patterned on the California specification shown in Table II, the following specification was agreed upon for both plates and shapes. This specification has been adopted by the American Welding Society and will appear in the forthcoming edition of their Bridge Specifications, also by the American Society for Testing Materials and published as Tentative Specification for Structural Steel for Welding, A373-54T, and also by the Bridge Commitee of the American Association of State Highway Officials.

The Tentative Specification for Structural Steel for Welding by the American Society for Testing Materials, ASTM Designation: A373--54T include the following requiremens:

1. This specification covers structural material not over 4 inches thick.

2. The steel is made by the basic open hearth or electric furnace process.

TABLE II

Bayshore Freeway Steel

Chemical Requirements (plates only), Ladle Analysis

	THICKNESS		
	To 1/2 in.	Over 1/2 ins., to 1 in., incl.	Over 1 in.
Carbon, max, %	—	0.25	0.25
Manganese, %...	—	0.50 to 0.90	1.15, max.
Phosphorus, max, %...	0.04	0.04	0.04
Sulfur, max, %	0.05	0.05	0.05
Silicon, %	—	—	0.15 to 0.30

Physical Requirements (plates only)

	THICKNESS		
	To 1/2 in.	Over 1/2 ins., to 1 in., incl.	Over 1 in.
Tensile strength p. s. i.	58,000 to 75,000	58,000 to 75,000	58,000 to 75,000
Yield p. s. i.	32,000	32,000	32,000
Elongation in 8 in. min., %	21	21	21
Elongation in 2 in. min., %	—	23	23

For material over 3/4 to 2 1/2 in., inclusive, in thickness, a deduction from the percentage of elongation in 8 in. specified of 0.25 %, shall be made for each increase of 1/32 in. of the specified thickness of 3/4 in. to a minimum of 19 %.

TABLE III

3. *General Requirements (Chemical) A373 Steel*

	Ladle Analysis	Check Analysis
Phosphorus, maximum, %	0.04	0.05
Sulfur, Maximum, %	0.05	0.063
Copper when copper steel is specified, minimum, %	0.20	0.18

TABLE IV

4. *Additional Chemical Requirements for Plates, A373 Steel*

	To 1/2 in., incl., in thickness	
	Ladle Analysis	Check Analysis
Carbon, maximum, per cent	0.26	0.30
Manganese, per cent	—	—
Silicon, per cent...	—	—

TABLE V

5. *Additional Chemical Requirements for Shapes and Bars, A373 Steel*

	Shapes other than Group A (*) and bars to 1 inch, inclusive, in thickness		Shapes in Group A (*) and bars over 1 inch in thickness	
	Ladle Analysis	Check Analysis	Ladle Analysis	Check Analysis
Carbon, maximum, per cent	0.28	0.32	0.28	0.32
Manganese, per cent	—	—	0.50 to 0.90	0.46 to 0.94

(*) Group A comprises the following shapes as described in the Manual of Steel Construction of the American Institute of Steel Constructions

Wide Flange Beams in Nominal Sizes (inches)

36 by 16 ½	30 by 15	21 by 13
36 by 12	30 by 10 ½	14 by 16
33 by 15 ¾	27 by 14	14 by 14 ½
33 by 11 ½	24 by 14	12 by 12
		10 by 10

TABLE VI

6. *Tensile Requirements, A373 Steel*

Plates, Shapes, and Bars

Tensile strength, p. s. i.	58,000 to 75,000
Yield point, min., p. s. i.	32,000
Elongation in 2 in., min. per cent	21
Elongation in 2 in., min. per cent	24

Over 1/2 to 1 in., incl., in thickness		Over 1 to 2 in., incl., in thickness		Over 2 to 4 in., incl., in thickness	
Ladle Analysis	Check Analysis	Ladle Analysis	Check Analysis	Ladle Analysis	Check Analysis
.25	0.29	0.26	0.30	0.27	0.31
.50 to 0.90	0.46 to 0.94	0.50 to 0.90	0.46 to 0.94	0.50 to 0.90	0.46 to 0.94
—	—	0.15 to 0.30	0.13 to 0.33	0.15 to 0.30	0.13 to 0.33

7. *Bending properties*

The bend test specimen shall stand being bent cold through 180 degrees without cracking on the outside of the bent portion to an inside diameter which shall have a relation to the thickness of the specimen as prescribed in Table VII.

TABLE VII

Bend Test Requirements, Plates, Shapes, and Bars, A373 Steel

Thickness of material (inches)	Ratio of Bend — Diameter to Thickness of Specimen
3/4 and under	1/2
Over 3/4 to 1, inclusive	1
Over 1 to 1 ½, inclusive	1½
Over 1 ½ to 2, inclusive	2½
Over 2	3

Pending the results of more exhaustive tests on A373 steel, the following information has been furnished by one of the major steel manufacturers from their test data on steel plates meeting the requirements of the specification.

For 1/2 inch thick plates, the transition temperature at 12 foot-pounds as determined by Charpy Keyhole impact test specimens ranged from an average of –36° F. to –13° F. with a spread of ± 25° F. for each value.

For plates 1/2 inch to 1 inch thick the transition temperature at 15 foot pounds Charpy Keyhole ranged from –32° F. (3/4 inch thick) to –15° F. (5/8 inch thick) with a spread of ± 25° F. for each value.

For plates 1 inch to 1 $^1/_2$ inches silicon killed, the transition temperature at 15 foot pounds Charpy Keyole ranged from –20° F. to + 50° F. with a spread of ± 25° F. for each value.

Sample mill test reports for the A373 steel show the following typical properties:

TABLE VIII

Typical Properties of A373 Steel

Plates

Thickness (inches)	COMPOSITION					Yield Point p. s. i.	Tensile Strength p. s. i.	Elongation 8 in., %
	C	Mn	P	S	Si			
To 1/2 ...	.18 to .26	.45 to .61	.011 to .022	.021 to .040	—	34,400 to 41,610	61,010 to 71,336	21.5 to 33.0
1/2 to 1...	.18 to .24	.48 to .83	.008 to 038	.018 to .036	—	33,300 to 41,500	61,680 to 73,780	24.0 to 32.0
1 to 2 ...	.18 to .20	.55 to .78	.009 to .039	.021 to .035	.16 to .23	33,290 to 39,550	63,560 to 70,620	25.0 to 38.0
Over 2 ...	.18 to .23	.60 to .86	.009 to .021	.022 to .030	.20 to .26	34,710 to 39,440	65,440 to 74,500	30.5 to 38.0

Shapes

5/8 to 1 ...	.20 to .26	.47 to .67	.007 to .015	.020 to .035	—	37,000 to 44,510	60,120 to 69,840	28.2 to 33.7
1 to 1½ ...	.22 to .26	.52 to .76	.010 to .018	.025 to .035	—	36,270 to 42,960	62,000 to 73,260	27.7 to 34.0

It should be realized that these Charpy Keyhole test values show lower transition temperatures than would result from Charpy V- notch tests. They are shown here merely to give some idea as to the characteristics of the steel. Tests on other steels have shown that transition temperatures based on Keyhole tests can be 10° to 40° below those obtained from V-notch tests.

Table IX shows the workmanship requirements applicable to the A373 steel to prevent underbead cracking as will appear in the forthcoming American Welding Society Bridge Specifications. The references to EXX 15 and EXX 16 electrodes concern the low hydrogen types.

TABLE IX

Welding Requirements, A373 Steel

Thickness	Preheat, interpass temperatures, and electrode requirements
Plates to 1 inch thick, inclusive,	None required.
Plates over 1 to 2 inches thick, inclusive,	EXX 15 or EXX 16 electrodes, or 200° F. preheat and interpass temperature. No welding to be done below 10° F.
Plates over 2 to 4 inches thick, inclusive,	100° F. minimum preheat and interpass temperature with EXX 15 or EXX 16 electrodes or 300° F. minimum preheat and interpass temperature.
Bars and shapes with intermediate and light web and flange to 1/2 inch thick, inclusive,	None required.
Bars and shapes with intermediate and light web and flange 1/2 inch to 1 inch thick, inclusive,	100° F. preheat and interpass temperature or EXX 15 or EXX 16 electrodes. No welding to be done below 10° F.
Bars and shapes with heavy web and flange,	EXX 15 or EXX 16 electrodes, or 200° F. preheat and interpass temperature. No welding to be done below 10° F.

In a discussion such as this, it would be remiss not to mention some of the other steels available to the structural engineer faced with a structural welding problem in the United States. Among the best welding steels we have today are those in the Navy's specifications Mil-S-20166, October 3, 1951, for shapes and Mil-S-16113 (ships), April 15, 1951, for plates. The chemical and physical requirements for the HT Grade are shown in Table X for shapes and Table XI for plates.

TABLE X
Mil-S-20166, Shapes

Chemical Composition, Shapes, HT Grade

Carbon, maximum, %	0.18
Manganese, maximum, %	1.30
Phosphorus, maximum, %	0.04
Sulfur, maximum, %	0.05
Silicon, %	0.15-0.35
Copper, maximum, %	0.35
Nickel, maximum, %	0.25
Titanium, minimum, %	0.005
Vanadium, minimum, %	0.02
Chromium, maximum, %	0.15
Molybdenum, maximum, %	0.05

Physical Properties — Shapes, HT Grade

Thickness, inches	Tensile Strength p. s. i.	Yield Point p. s. i. minimum
Under 1/4	90,000	50,000
1/4 to 1/2, inclusive	87,000	48,000
Over 1/2 to 1, inclusive	84,000	45,000
Over 1 to 2, inclusive	84,000	42,000
Over 2	82,000	40,000

TABLE XI
Mil-S-16113 (ships), Plates

Chemical composition, plates — check analysis, HT Grade

Manganese, maximum, %	1.30
Carbon, maximum, %	0.18
Phosphorus, maximum, %	0.040
Sulfur, maximum, %	0.050
Silicon, %	0.15-0.35
Copper, maximum, %	0.35
Nickel, maximum, %	0.25
Vanadium, minimum, %	0.02
Titanium, minimum, %	0.005
Chromium, maximum, %	0.15
Molybdenum, maximum, %	0.05

Mechanical Properties — Plates, HT Grade

Thickness, inches	Ultimate tensile strength, p. s. i.	Yield point, minimum p. s. i.
Under 1/2	92,000	50,000
1/2 to 1-1/2, inclusive	88,000	47,000
Over 1-1/2 to 2, inclusive	86,000	44,000
Over 2	85,000	42,000

A steel with characteristics and weldability similar to A373 steel is available in Grade M of the following Navy Department Specifications:

TABLE XII

Mil-S-20166, dated October 3, 1951, Shapes

Chemical composition percent — shapes, M grade

Carbon 0.31 max.	Manganese 0.75 max.
Phosphorus 0.045 max.	Sulfur 0.055 max.
Silicon 0.25 max.	Copper 0.35 max.
Nickel 0.25 max.	

Physical properties — shapes, M grade

Tensile strength 60,000 p. s. i.
Yield point, minimum p. s. i.

Under 1/4 inch thick	37,000
1/4 to 3/8, inclusive, thick	35,000
Over 3/8 to 5/8, inclusive, thick	34,000
Over 5/8 thick	33,000

TABLE XIII

Mil-S-16113, Ships, dated 15 1951, Plates

Chemical composition percent maximum — plates, M grade

	Carbon	Manganese	Phosphorus	Sulfur	Silicon	Copper	Nickel
Under 5/8 inch thick... ...	.26	.90	.045	.055	—	.35	.25
5/8 to 3/4 inch thick... ...	.27	.90	.045	.055	—	.35	.25
3/4 to 7/8 inch thick... ...	.28	.90	.045	.055	—	.35	.25
7/8 to 2 inches thick... ...	.28	.60-.90	.045	.055	.15-.30	.35	.25
Over 2 inches thick	.30	.60-.90	.045	.055	.15-.30	.35	.25

Mechanical properties — plates, M grade

	Tensile strength	Yield point, minimum
Under 3/8 inches, excl.	58,000	36,000
3/8 to 5/8 inches, excl.	58,000	34,000
5/8 to 3/4 inches, excl.	58,000	33,000
Over 3/4 inches, excl.	58,000	32,000

It is interesting to note that the new A373 welding steel costs very little more than the long used A7 structural carbon steel. Table XIV shows mill extras, dollars per ton, as of August 6, 1953, for the two steels. The large extra for plates 1 inch to 1 1/2 inches in thickness for the new A373 steel is due to the fact that it is a silicon killed steel in these thicknesses. The mill extras represent the amounts to be added to the base price for control of chemical requirements.

TABLE XIV

Mill extras, dollars per ton, August 6, 1953

Plates	A7	A373
Up to 1/2 inch	1.00	2.00
Over 1/2 to 1 inch	1.00	4.00
Over 1 to 1-1/2 inches	1.00	14.00
Over 1-1/2 to 3 inches	14.00	17.00
Over 3 to 4 inches	16.00	19.00
Shapes		
Intermediate and light	—	2.00
Heavy	—	4.00

Engineers are forced to give careful consideration to the fact that welding has certain detrimental effects upon steel that are not encountered in riveting. The difficulties must all be recognized, understood and overcome, if welded structures are to be safe for the various types of modern loadings and to safely withstand the conditions to be imposed. It is not within the province of this paper to discuss the various groups of welding difficulties, but it is felt that it is pertinent to the subjct to summarize briefly certain welding effects arising out of the base metal characteristics.

Naturally it is desired to produce a welded structure in which the welded joints remain 100 percent efficient and as nearly unnoticeable as practicable. This requires a minimizing of cracking, warping, residual stresses, and failures at or near welded joints. In turn, these require a minimizing of air hardening, micro-cracks, porosity, notch sensitivity, high transition temperature, high quench effect, and other metallurgical defects. Among other things, these difficulties are affected by chemistry, thickness, and temperature of the base metal, the welding technique, the filler metal, and rigidity of the joint. Brittle fractures are associated with multiaxial stresses, stress concentrations, low temperature, section, size, and rate of loading. Combinations of these factors may reduce

ductility to a low value and it is well known that the amount of energy required to propogate a crack through a region of low ductility, is small.

In the welding of steels, a small change in the chemical composition of the base material can seriously affect its weldability. In A7 steel, the principal alloying elements which occur, but which are not explicitly specified, are carbon, manganese, and silicon. These elements may possibly exceed the desired limits for weldability, in which case a transition from a desirable ductile behavior to an undesirable brittle type behavior occurs, the cracking tendency increases and the entire welding procedure becomes complex and may even become impraticable for field conditions.

Ductility decreases rapidly as the carbon content increases above the critical range from 0.20 to 0.25 percent. Below this range, ductility is relatively constant at a high level for say 1/2 inch thickness of material. For thicker material or for conditions involving more rapid cooling, the reduction in ductility occurs at a lower level of carbon content.

Following World War II, the Ship Structure Committee was organized for the purpose of studying welded ship design and construction. These studies have brought to light many fundamental facts concerning the weldability of structural steels. Included in the findings to date are these interesting facts:

(1) Generally, notch sensitivity increased as plate thickness increased.

(2) For a particular strength level, steels with higher manganese to carbon ratios have lower transition temperatures.

(3) The manganese carbon ratio may be a factor contributing to notch sensitivity.

(4) The tear test transition temperature was raised appreciably by increases in carbon, phosphorus, and vanadium content.

(5) Increases in carbon and manganese content, especially carbon, were accompanied by marked increase in crack sensitivity.

(6) For plates of equal thickness, and hence equal metallurgically, the transition temperature rises with the width.

(7) Transition temperature in rolled steel gradually decreases as the extent of deoxidation increases.

The weldability of structural steel decreases rapidly as the carbon content exceeds the range from 0.20 to 0.25 % but the relationship is a complex one and beyond the scope of this discussion. Some of the procedures which tend to improve weldability are increased heat input, preheat, post heat, and proper selection of electrode.

In general, carbon raises, and manganese, lowers, the transition temperature of semikilled steels. The effects of a particular variation in composition differ quantitatively with the criterion used to define notched bar transition temperature. The transition temperature of semikilled steels in notched bar tests may be improved by decreasing the carbon content. Manganese may be used to replace carbon in order to

maintain the desired tensile strength. For equal strengths, steels with higher Mn-C ratios have better notched bar properties. Rolling temperatures must be taken into consideration when attempting to evaluate changes and strength and notched bar properties resulting from differences in carbon and manganese contents. The grain size of semikilled steels increased significantly with increases in either carbon or manganese contents.

Transition temperature, at which there is a change from ductile to brittle fracture, is raised by an increase in carbon content. It has been found that increasing the carbon content from 0.12 to 0.25 increases the transition temperature about 90° F. Other elements such as manganese, titanium, vanadium, phosphorus, and silicon may have similar detrimental effects, depending upon the presence and amounts of other elements. The effect of welding is also to increase the transition temperature, so the effect of carbon, for example, may be twofold when the material is welded. Low hydrogen type electrodes help to lower the transition temperature of welds and to control the presence of fish-eyes and porosity.

The cracking sensitivity of steels, as exemplified by underbead and toe cracks, increases with certain alloys, especially carbon. Investigators have noted a sharp rise in the amount of underbead cracking as the carbon content exceeds the critical range from 0.20 to 0.25 percent. Below this range there is practically no cracking. For this reason crack sensitive steel products should not be used in structures subjected to impact and fatigue.

Welding procedures may, to varying degrees, supplant the difficulties encountered from the effects of chemical composition on ductility, transition temperature, and cracking sensitivity. These procedures include preheating, postheaing, increased heat input, special electrodes, and stress relieving.

The weldability of materials having compositions in excess of those mentioned above may be improved by decreasing the cooling rate by either using increased heat input or by the use of preheat. Increasing the heat input is successful only for thin material, say less than 1/2 inch, while for thicker material preheating must be employed.

Similar sensitivity may be caused by the presence of hydrogen, phosphorus, manganese, or silicon, depending upon the presence and amounts of other elements. The A7 steel specification thus does not provide sufficient control over the chemical composition to assure acceptable weldability.

Low alloy steels contain more alloying elements than plain carbon steel and a full discussion of their weldability would be more complicated. The weldability of these steels decreases rapidly as the carbon content exceeds the critical range from 0.15 to 0.20 percent. Hydrogen in these steels becomes more detrimental even at lower carbon contents, because of their high hardenability, so it is often advisable to use a low hydrogen type electrode and perhaps increased heat input, preheating, and postheating.

It is of interest to note some results of laboratory tests made by the Ship Structure Commitee on American Bureau of Shipping steel which is comparable to the A373 structural welding steel.

1. In general, lower finishing temperatures gave lower transition temperatures due primarily to the fine grain resulting from lower finishing heats.

2. Increasing amounts of carbon, phosphorus, and nitrogen increased the transition temperature under all conditions reported.

3. Manganese in increasing quantities decreased the transition temperature under all conditions reported.

4. As silicon is increased in the absence of aluminum, the transition temperature decreases up to about 0.20 percent Si., then increases with further increase in silicon up to a maximum of 0.48 percent Si.

5. Increasing amounts of manganese and nickel lower the transition temperature while increasing amounts of carbon, phosphorus, copper, molybdenum, and silicon increased the transition temperature. The effects of carbon, manganese, and nickel are approximately additive.

Other tests indicate that the transition temperature increases with size of specimen and with widths of plates tested.

The fatigue strength of weld metal from low hydrogen E7016 type electrodes is significantly greater than for the mild E6010 type electrodes, the difference being about 25,000 p. s. i. for preheated welds and 18,000 p. s. i. for quenched welds.

Some high strength heat treated rolled steels for welded structures are being produced in the United States. These steels have been used for pressure vessels and for machinery parts. Yield strength values run as high as 90,000 p. s. i. at the present and values up to 150,000 p. s. i. are proposed. Specifications covering these steels provide for welding crack-sensibility tests for those metal compositions not previously tested. Fillet welds are laid on the thickest material to be used and examined for cracking before and after sectioning the specimens. Only cracks outside the weld metal are considered as cause for rejection of the base metal.

At the present time extensive tests are under way at the University of Illinois to further determine the welding characteristics of the new A373 steel. It is expected that these studies will bring to light much needed information not only on the weldability on the new steel as a base metal but also on various types of welded joints under variable conditions. Considerable information is needed affecting the design and serviceability of welded girders and beam spans.

It may be of interest to quote from an editorial on the new welding steel from «Engineering News Record», dated July 16, 1953, in reference to A373 steel.

«The purpose of the new specification is to minimize the possibility of brittle failures in large welded structures, chiefly bridges. Though brittle failures have occurred in riveted or bolted structures, damage to large welded structures failing in this manner usually is more severe, because cracks can pass through welds and spread over a wide area.

The new specification attempts to prevent brittle failures through requirements for chemical composition. These insure against low notch toughness and segregations in the steel, eliminate «rimmed» steels alto-

gether and make certain that only fully killed steel will be furnished for thick material. Because of the influence of the chemical requirements on the steel mill practices, the weldable steel probably will cost more than A7 steel.

Some engineers may consider the additional cost of the weldable steel a needless expense in view of the satisfactory past record of A7 steel. Also, they may claim that a large portion of A7 steel now being produced could meet the new specification substantially anyway. However, the absence from A7 of requirements for elements other than phosphorus, sulfur, and copper leaves the door open for the production of steel that may not be suitable for certain welded sructures — and it may be noted sometimes not even for some riveting or bolting applications.

The question may well be raised, therefore, as to whether A7 should have been modified to extend protection to all structural steel rather than a new specification introduced. Certainly, a single specification for structural steel that would be applicable regardless of how the material is to be connected is highly desirable, and A7, already in widespread use, could well be adapted for the purpose.»

Thus it appears that after many years of effort, we now have a tolerable specification for a welding structural steel of commercial quality. It must be realized, however, that this new steel specification is not ideal in that the carbon content is still high so that special workmanship is required to insure safe construction when working with the heavier thicknesses. Yet, whatever shortcomings this new specification may have, a great step forward has been made which broadens the horizon for the welding of steel bridges, buildings, and oter structures.

SUMMARY

This paper covers a brief discussion of the development of a welding quality of Structural steel in the United States, from the standard structural steels which have been used for riveted structures. Reasons are developed for the necessity of departing from the common standard structural steel as used for many decades for riveted work. This departure is seen to be fundamental to the field of structural welding.

Experience in the realm of structural welding, combined with a vast amount of welding research growing out of the experience gained during the last war in the welding of ships, has produced for the first time an economical, structural steel for welding which is commercially available for all standard shapes and plates. This steel costs about fifteen hundreths cents per pound or three dollars per ton more than the steel that has been used for riveting for many decades, except that for plates over 1 to 1 $^1/_2$ inches thick the extra cost is thirteen dollars per ton because a killed steel is introduced in this range.

Characteristics of the new welding steel are given, followed by a discussion of both detrimental and desirable features which pertain to an ideal welding quality structural steel.

ZUSAMMENFASSUNG

Der Beitrag enthält eine kurze Besprechung der Entwicklung eines zum Schweissen geeigneten Baustahles in den Vereinigten Staaten, ausgehend von den normalen Baustählen, die für genietete Bauwerke verwendet wurden. Die Gründe sind dargelegt, warum vom normalen, seit Jahrzehnten für genietete Bauwerke verwendeten Stahl unbedingt abzugehen ist. Diese Trennung wird als die Grundlage der geschweissten Bauweise angesehen.

Die Erfahrung im Gebiet des geschweissten Stahlbaues hat gemeinsam mit umfangreichen Schweissuntersuchungen im Zusammenhang mit den Erfahrungen beim Schweissen von Schiffen während des letzten Krieges erstmals zur Herstellung eines wirtschaftlichen, zum Schweissen geeigneten Baustahls geführt, der im Handel in allen normalen Profilen und Platten erhältlich ist. Dieser Stahl kostet ungefähr fünfzehn Hundertstel Cents pro Pfund oder drei Dollar pro Tonne mehr als der jahrzehntelang zum Nieten verwendete Stahl, mit der Ausnahme, dass Platten mit Dicken über 1 bis 1 $^1/_2$ inches dreizehn Dollar pro Tonne Mehrkosten aufweisen, weil in diesem Bereich ein beruhigt vergossener Stahl eingeführt wurde.

Die Merkmale des neuen Schweiss-Stahls sind beschrieben, zusammen mit einer Besprechung der unerwünschten und erwünschten Eigenschaften, die zu einem ideal schweissbaren Baustahl gehören.

RESUMO

Os autores apresentam uma breve discussão acerca da obtenção, nos Estados Unidos, de uma qualidade soldável de aço de construção a partir dos aços de construção correntes utilizados nas estruturas rebitadas. Indicam-se as razões que obrigaram a tomar como ponto de partida o aço de construção de tipo corrente empregado durante muitas dezenas de anos para trabalhos rebitados, facto que foi fundamental no que diz respeito ao emprego da soldadura nas estruturas.

Os ensaios referentes à soldadura de estruturas, aliados a pesquisas resultantes da experiência adquirida durante a última guerra na soldadura de navios, deram ocasião a que se produzisse pela primeira vez um tipo de aço de construção económico aplicável a conjuntos soldados e que se encontra no comércio em todas as dimensões usuais de chapas e perfilados. Este aço custa mais cerca de três dólares por tonelada do que o aço empregado até aqui para construções rebitadas excepto no caso de chapas com mais de 1″ a 1 $^1/_2$″ de espessura em que o suplemento passa para treze dólares por tonelada pelo facto de se empregar um aço acalmado nestas espessuras.

Dão-se as características deste novo aço soldável e discute-se a seguir as características que deverá, ou não, ter um aço soldável de construção de tipo ideal.

RÉSUMÉ

Les auteurs présentent une brève discussion au sujet de l'obtention aux Etats Unis, d'une qualité soudable d'acier de construction à partir

des aciers de construction courants, employés dans les charpentes rivées. L'on y donne les raisons qui ont obligé à prendre comme base l'acier courant de construction employé pendant des décades dans les charpentes rivées, fat qui a été fondamental en ce qui concerne l'emploi ultérieur de la soudure dans les charpentes.

Des essais dans le domaine de la soudure des charpentes, combinés avec d'importantes recherches issues de l'expérience obtenue pendant la dernière guerre dans la soudure des navires, ont rendu possible la production, pour la première fois, d'un acier de construction soudable économique que l'on trouve dans le commerce dans toutes les dimensions courantes de tôles et profilés. Cet acier coûte près de trois dollars par tonne plus cher que l'acier employé jusqu'à maintenant dans les constructions rivées à l'exception des tôles d'épaisseur supérieure à 1″ ou 1 1/2″ pour lesquelles ce suplément est de 13 dollars par tonne à cause de l'emploi d'acier calmé dans ces épaisseurs.

Les auteurs donnent encore les caractéristiques de ce nouvel acier soudable et discutent également les caractéristiques désirables et indésirables d'un acier de construction soudable idéal.

Leere Seite
Blank page
Page vide

IIIb3

Die Anforderungen der Schweisstechnik an den Baustahl

Exigências da técnica da soldadura em relação aos aços de construção

Les exigences de la technique de la soudure vis à vis des aciers de construction

Structural steels as related to the requirements of welding practice

Dr. Ing. R. KÜHNEL
Minden

Der Begriff Baustahl. Nachweis seiner Eigenschaften nach der Norm. Die Anforderung der Schweisstechnik. Nachweis der Erfüllung der Anforderung im Rahmen der DIN 4100 — Geschweisste Stahlbauten. Nachweis in zusätzlichem Prüfverfahren — Dauerfestigkeit — Aufschweissbiegeversuch und Kerbschlagbiegeversuch mit und ohne Alterung und bei Temperaturabfall. Die Gütegruppen des neuen Normvorschlages für Stabstahl, Formstahl und Breitflachstahl sowie Bleche als Ersatz für DIN 1611 - 1623. Chemische Zusammensetzung. Nachweis von Gefügestörungen.

Der Begriff «Baustahl» ist in der Norm bisher nicht einheitlich. Das zeigen die beiden hierfür hauptsächlich in Frage kommenden Normblätter DIN 1611 und 1612. DIN 1611 hat als Hauptüberschrift «Maschinenbaustahl» und darüber — kleiner gedruckt — «Flus stahl, geschmiedet oder gewallzt, unlegiert». Die Machine mit ihren vielen beweglichen Teilen stellt die Bezeichnung des Stahls nach seiner Herstellung und seinen Eigenschaften einschliesslich eines Reinheitsgrades in den Vordergrund. Sie verlangt auch ein vielseitiges Angebot von Stählen, vom St 00 bis zum St 70, und zwar geschmiedet oder gewalzt. Das Blatt für den Baustahl des Brücken-, Hoch- und Apparatebaues ist DIN 1612. Die Überschrift «Flus stahl für Bauzwecke» erscheint hier aber nicht. Es interessiert nur die Art des Walzerzeugnisses, wie Formstahl, Stabstahl, Breitflachstahl. Die Nebenüberschrift ist «Flus stahl, gewalzt». Ein Reinheitsgrad wird nicht verlangt, man kommt mit dem unberuhigten

Thomasstahl aus. Die Stahlsorten sind dieselben wie in DIN 1611, vom St 00 bis St 42. Die neuere Entwicklung vom St 52 bis zum St 58 hat in den älteren Blättern noch keinen Platz. Der Nachweis der mechanischen Eigenschaften erfolgt durch den Zug-und Faltversuch. Mit der Einführung der Schweisstechnik in den Stahlbau ändern sich die Anforderungen. Zunächst erscheint in der Ausgabe der DIN 1611 von 1943 auch für St 37 eine Begrenzung der chemischen Zusammensetzung. Aber das ist noch lange nicht genug. An sich ist die Forderung der Schweisstechnik an den Baustahl zwar einfach. Die Schweissverbindung soll möglichst dieselben Eigenschaften haben wie der Baustahl selbst, d. h. es soll durch sie keine Verschlechterung des Verhaltens des Stahls und seiner mechanischen Eigenschaften eintreten. Die gestellte Anforderung bezieht sich nun auf alle Arten der Beanspruchung, und es ist zu untersuchen, inwieweit die einzelnen Prüfverfahren zum Nachweis anwendbar sind und welchen Umfang der Erfüllung sie ergeben. Die Ausführungen sollen dabei beschränkt bleiden auf die Schweissverbindung und das überwiegend zur Anwendung kommende Elektroschmelz-Verbindungsschweissverfahren. Die Anforderungen an den Schweissdraht selbst sind in DIN 1913 (letzte Ausgabe Dezember 1954) enthalten. Sie bilden ein kleines Lehrbuch für sich und sollen hier ausser Betracht bleiben.

Die üblichen an die Schweissverbindung zu stellenden Anforderungen enthält nun die DIN 4100 (letzte Ausgabe Entwurf Dezember 1954). Da ist zunächst für den Baustahl selbst unter 3.11 vorgeschrieben: «Als Werkstoff dürfen nur Stähle mit gewährleisteter Schmelzschweissbarkeit. und zwar St 37.12 und St 37.21 nach DIN 1612 und DIN 1621, St 50 m. e. S. (mit erhöhter Streckgrenze) und St 52 nach den Lieferbedingungen der Deutschen Bundesbahn bezw. der Deutschen Reichsbahn verwendet werden (918156). St 52 in Dicken über 30 mm muss von Walzwerken hergestellt sein, die auf Grund besonderer Prüfungen von der Deutschen Bundesbahn bezw. der Deutschen Reichsbahn zugelassen sind». Die Anforderungen, die dabei an die geschweisste Verbindung zu stellen und mit dem üblichen Zug- und Faltversuch nachzuweisen sind, finden sich in dem Abschnitt 2.3 «Anforderungen an die Schweisser». Bei der Stumpfschweissnaht ist der Zugversuch mit besonderen Probestäben nach DIN 50120 durchzuführen. Verlangt wird die volle untere Zugfestigkeit des in Frage kommenden, Stahls, also für St 37 37 kg/mm², für St 52 52 kg/mm². Es macht auch dem geübten Schweisser keine Schwierigkeit, diese Forderung zu erfüllen. Das bedeutet also, dass bei zügiger Beanspruchung die volle untere Zugfestigkeit des Stahls einzuhalten ist. Wesentlich anders ist das Ergebnis bei einer Biegeprüfung der Schweissverbindung. Hier sind ebenfalls besondere Probestäbe nach DIN 50121 anzuwenden. Der Stahl lässt sich um 180° falten, ohne Anrisse zu zeigen. Bei der Schweissverbindung kann man aber beim St 37 nur noch 120° und beim St 52 nur noch einen Biegewinkel von 70° fordern. Würde man beim Stahlbau beispielsweise noch einen St 80, der nicht mehr genormt ist, anwenden und ein volles Profil prüfen, wie es bei den im Abschmelzschweissverfahren geschweissten Schienen geschieht, so lassen sich nur noch mm an Durchbiegung erreichen. Mit steigender Zugfestigkeit entsteht also beim Biegeversuch in der Schweissverbindung ein

immer grösserer Abstand von der vollen Leistung des ungeschweissten Stahls. Neben der Stumpfnaht kommt nun auch ebenso häufig die Kehlnaht mit ihr ähnlichen Nähten vor. Die Beanspruchung ist auch hier zügig, aber auf Abscheren. Für die Prüfung sieht die Norm die sogenannte Kreuzprobe nach DIN 50126 vor. Erreicht werden muss damit für den St 37 eine Scherfestigkeit von 30 kg/mm² und beim St 52 eine solche von 41 kg. Trotz der Umleitung der Kraftlinien wird demnach bei der Kreuzprobe etwa die volle Scherzugfestigkeit des ungeschweissten Stahls erreicht. Da die Schweissnaht stets eine Unterbrechung des längs gerichteten Gefüges des Walzstahls bedeutet und damit eine Störung des Kraftlinienverlaufs bedingt, so ist zu erwarten, dass sie bei Dauerbeanspruchung gegenüber der Festigkeitsleistung des vollen Werkstoffs zurückbleibt. Das ist auch, besonders bei einer Beanspruchung auf Wechselfestigkeit, der Fall. Der Einfluss der äusseren Form tritt aber dabei in den Vordergrund und der des Werkstoffs tritt zurück. Daher finden sich auch in DIN 4100 keine Angaben über eine zu erreichende Mindest-Dauerfestigkeit. Man erfasst sie durch Beifügung von Faktoren in der Berechnung.

Die schnelle Erwärmung und die schnelle Abkühlung bringen nun unvermeidlich erhebliche Schrumpfspannungen in den Stahl und das eingeschmolzene Schweissgut. Bei härteren Kohlenstoffstählen sowie auch besonders bei den mit Chrom legierten Stählen können dabei schon am Ausgangspunkt der Schweissnaht Risse entstehen. Da die Anforderung an den Stahl hier schon von der Konstruktion her bedingt und daher meist wenig zu ändern ist, kann man dieser Erscheinung nur durch Vorwärmung Herr werden.

Eine ähnliche Schweissrissigkeit zeigt sich bei diesen Stählen auch gelegentlich in Form von Längsrissen neben der Schweissnaht. Auch sie ist nicht durch Anforderungen an den Stahl, sondern nur durch Vorwärmung zu bekämpfen. Aber auch die Verwendung von sogenannten kalkbasischen Schweissdrähten kann hier vorteilhaft sein, ebenso dann, wenn das eingeschmolzene Schweissgut bei höheren Phosphor- und Schwefelgehalten des Stahls (Thomasstahl) einen Teil dieser Bestandteile aufgenommen hat und nun warmrissig wird.

Neben Längsrissen der beschriebenen Art sind nun viel mehr gefürchtet Querrisse, die erst eine gewisse Zeit nach dem Schweissen auftreten und den gesamten geschweissten Querschnitt entweder mit lautem Knall durchreissen, oder aber es entsteht lautlos ein Einriss. Ihr Kennzeichen ist in jedem Fall ein verformungsloser Riss oder Anriss bei an sich mit den üblichen Prüfverfahren als zähe nachweisbaren Stahl. Man kennt drei Ursachen der Versprödung des Stahls. Zunächst einmal ist seit langem bekannt, dass mit sinkender Temperatur die Verformbakeit des Stahls abnimmt, wobei die Zugfestigkeit ansteigt. Wendet man die Kerbschlagprüfung an, so fällt die Kerbzähigkeit etwa um 0° plötzlich ab, beim unberuhigten Thomasstahl zuerst. Im allgemeinen führt dieser Abfall der Kerbzähigkeit allein nicht zum Bruch von Stahlkonstruktionen Nur in Sonderfällen, beispielsweise wenn ein Behälter mit verflüssigten Gasen reisst oder überläuft, kann die vom verflüssigten Gas bewehrte und stark abgekühlte Konstruktion reissen. Dagegen besteht um so mehr die Möglichkeit, dass aus anderen Ursachen vorgespannte Stahlkonstruk-

tionen durch zusätzliche Versprödung unter fallender Temperatur zu Bruch kommen. Die eine dieser primären Ursachen der Versprödung schon des Stahls ist längere Zeit bekannt. Es ist die Kaltverformung mit darauffolgender Alterung, d. h. über die Zeitspanne von etwa einem Monat noch anwachsender Versprödung. Dieses Anwachsen der Versprödung macht sich vornehmlich nach einem Verformungsgrad von etwa 10 % bemerkbar, während bei geringerer und höherer Verformung die Einwirkung nicht so erheblich ist. Die Kaltverformung kommt bei Stahl insbesondere beim Richten und Abkanten in Frage. Die kritische Dickengrenze liegt bei etwa 5 mm. Schwächere Bleche oder Breitflachstähle erfahren dabei nicht so starke Verformung, so dass bei ihnen der mit der Alterung verbundene Abfall der Kerbzähigkeit sich nicht bis unter 1 mkg/cm² erstreckt. Kommen nun stark verformte und damit versprödete Stahlteile zum Schweissen, so wird die Schrumpfspannung genügen, um Einrisse hervorzurufen. Diese Gefahr besteht natürlich umsomehr bei absinkender Temperatur. Es gehen dann Anrisse zu Lasten der Schweisstechnik, die eigentlich der Alterung zugeschrieben werden müssten. Das Eigentümliche der Alterungsanrisse scheint zu sein, dass sie fast lautlos erfolgen.

Im Gegensatz dazu reissen Querschnitte, bei denen sich Schrumpfspannungen in zu hohem Ausmass aufgestaut haben, mit lautem Knall quer durch. Eine zusätzliche Versprödung durch Temperaturabfall auf — 10° C kann hier schon genügen, um die aufgestauten Spannungen auszulösen und den Querbruch herbeizuführen. Die kritische Dicke des Profils oder Blechs, bei der solcher Spannungsaufstau zu befürchten ist, liegt etwa über 30 mm, die Breite über 200 mm.

Wenn man nun auch von der Konstruktion her viel tun kann,, um das Eintreten solcher Versprödung zu verhindern, sei es, dass man die Kaltverformung richtig durchführt oder ihr ein Entspannen durch Ausglühen folgen lässt, sei es, dass man ungünstige Form bei der Schweissverbindung vermeidet, so ergibt sich doch daraus auch an den Stahlhersteller die Anforderung, einen Stahl herzustellen, der in der Lage ist, auch bei behinderter Verformung sich noch als möglichst wenig sprödbruchanfällig zu erweisen. Es sind eine grosse Anzahl von Prüfverfahren international entwickelt, die den Stahl unter mehrdimensionaler Beanspruchung und damit verbundener Verformungsbehinderung erproben wollen. Man kann sie in drei Gruppen unterteilen. Die erste hat zum Ziel, den Stahl selbst unverspannt zu lassen, ihm aber durch Kerb eine Verformungsbehinderung aufzuzwingen, und ausserdem durch Schlagbeanspruchung ihm keine Zeit zur Verformung zu geben. Es kann dabei sowohl Biege- wie Zugbeanspruchung aufgebracht werden. Da aber unter den hier in Frage kommenden Prüfverfahren die Kerbschlagbiegeprobe schon lange genormt war, so hat man ihr den Vorzug gegeben, während die Kerbzugprobe einstweilen nur vereinzelt bei Forschungsuntersuchungen angewendet wurde. Die zweite Gruppe hat zum Ziel, den Stahl bereits betriebsmässig zu verspannen. Es wird möglichst der volle Querschnitt bezw. die volle Dicke des zu verwendeten Profils benutzt und die Verspannung durch Aufschweissung erzielt. Hierbei genügt statische Beanspruchung, und man ermittelt sozusagen die Restarbeit, die noch nötig ist, um den bereits vorgespannten Stahl zu Bruch zu

bringen. Diese Art Prüfverfahren ist in Form der sogenannten Aufschweissbiegeprobe in Deutschland in Eisenbahnlieferbedingungen und in DIN 4100 bei Dicken über 30 mm vorgesehen. In Österreich und Belgien ist dieses Prüfverfahren auch genormt. Schliesslich kann man auf einem dritten Wege auch den Stahl altern bezw. die Alterung und den Temperaturabfall zusätzlich verwenden, um die Beanspruchung des Stahls zu verschärfen.

Die neuen Normvorschläge in Deutschland bedienen sich der Prüfung des nicht verspannten Stahls und benutzen die Kerbschlagbiegeprobe zum Nachweis der mehr oder weniger grossen Unempfindlichkeit des Stahls gegen mehrdimensionale Beanspruchung. Es sind vier Gruppen A - D vorgesehen. Die Gruppe A wird den unberuhigten Thomasstahl üblicher Herstellung enthalten. Hier ist kein Nachweis vorgesehen. Die Gruppe B enthält bei den Baustählen (mit Ausnahme des St 52 und härterer Stähle) ebenfalls noch unberuhigte Stähle, nach dem Windfrisch- und Martinverfahren hergestellt. Die Prüfung wird mit der sogenannten DVMF-Probe mit einer Ausrundung von 8 mm Durchmesser ausgeführt, und zwar in gealtertem Zustand. Das Altern wird erreicht, indem man die Probe vor der Bearbeitung um 10 % staucht und sie dann eine halbe Stunde auf 250° C erwärmt. Es ist ein Mittelwert von 8 mkg/cm² einzuhalten. Der unterste Wert darf nicht unter 5 mkg absinken. Geprüft wird bei Zimmertemperatur. — Für die Gruppe C sind nun mit Silizium und Aluminium beruhigte Stähle vorgesehen, die sowohl nach dem Windfrischverfahren als auch nach dem Martinverfahren erzeugt werden können. Geprüft wird mit der DVM-Probe mit 2 mm Durchmesser im Kerb bei 0° C, aber ohne Alterung. Der einzuhaltende mittlere Wert für die Kerbzähigkeit beträgt 7 mkg, der unterste Wert 3,5 mkg. — Zu der letzten Gruppe D gehören zusätzlich mit Aluminium beruhigte und besonders alterungsbeständige Martinstähle. Es wird wieder im gealterten Zustand bei Zimmertemperatur mit der DVM-Probe geprüft. Der mittlere einzuhaltende Wert ist 5 mkg, unterster Wert 3,5 mkg. Damit ist der Versuch gemacht, etwaige Anforderungen der Schweisstechnik an die Sprödbruch- und Alterungsempfindlichkeit des Stahls prüftechnisch zu erfassen und Mittel- bezw. Mindestwerte bei der Abnahme nachzuweisen. Die Kerbschlagbiegeprobe wird als das hierfür geeignetste Prüfverfahren erwählt, obwohl man bei ihr mit recht erheblichen Streuungen und oft überraschend ausgefallenen Werten rechnen muss. Es werden daher auch mindestens drei Proben vorgesehen, und bei Profildicken über 30 mm wird man vielleicht damit noch nicht einmal auskommen. Es ergeben sich weiterhin fürs erste bei dem Gebrauch dieser Probe drei Anwendungsbereiche nach der Profildicke. Da die Kerbschlagbiegeprobe 10 mm dick ist, so muss das Profil, aus dem sie herausgearbeitet werden kann, besonders noch bei Kaltverformung durch Alterung, mindestens 12 mm dick sein. Unterhalb von 12 mm ist also kein Nachweis der Sprödbruchanfälligkeit durchzuführen. Es ist nach den bisherigen Erfahrungen hier auch wohl nicht nötig. Oberhalb von 30 mm Dicke sieht die Norm 4100 noch weiter die Anwendung der Aufschweissbiegeprobe vor. Unter 3.13 heisst es: «Wenn ausnahmsweise Gurtplatten (auch solche mit Stegansätzen usw.) verwendet werden, die dicker als 30 mm sind, so müssen diese gemäss der TL 918156 der

Deutschen Bundesbahn bezw. der Deutschen Reichsbahn für dicke Gurtplatten abgenommen werden. Das Zeugnis über das Ergebnis der dort vorgeschriebenen Aufschweissbiegeversuche ist bei Bauten aus St 37.12, St 50 m. e. S. (mit erhöhter Streckgrenze) und aus St 52 den Baugenehmigungsbehörden vorzulegen. Werden für die Gurtungen geschweisster Träger getrennte I-Träger verwendet, dann dürfen nur solche aus beruhigt erschmolzenem Stahl verwendet werden, dessen Schweissbarkeit durch eine amtliche Abnahme nachgewiesen ist.

3.14. Soll anderer als der in Abschnitt 3.11 aufgeführte Baustahl geschweisst werden, so muss seine einwandfreie Schweissbarkeit nachgewiesen werden.»

Soweit der Auszug aus den Anforderungen der DIN 4100 an den Baustahl.

Es bleibt nun noch übrig, sich mit den Anforderungen zu befassen, die an die chemische Zusammensetzung und das Gefüge zu stellen sind.

Für den Phosphorgehalt sehen die neuen Vorschriften eine obern Grenze von 0,08 — 0,09 % in der Gütegruppe A und von 0,045 — 0,06 % in den übrigen Gutegruppen vor, für Schwefel 0,04 — 0,06 %. Eine allgemeine Höchstbegrenzung des Kohlenstoffgehaltes, die der Verbraucher für alle Baustähle haben möchte, ist bisher noch nicht festgelegt. In der alten Norm bestand sie für den St 37.12.

Zum Si-Gehalt findet sich eine Fussnote, die lautet: «Der Stahl ist im allgemeinen unberuhigt, kann aber auf Wunsch beruhigt geliefert werden, wobei der Si-Gehalt 0,07 — 0,30 % betragen soll». Zum Stickstoffgehalt ist folgendes vermerkt: «Bei windgefrischten Sonderstählen ist ein Stickstoffgehalt von höchstens 0,008 % für die unberuhigten Stähle und von höchstens 0,01 % bei beruhigten Stählen in der Schmelzanalyse zugelassen. Es gelten dabei noch die Seigerungszuschläge bis 20 % für unberuhigte Stähle». Gegenüber den früheren Normblättern für DIN 1612 für Baustahl sind also durch die Erfahrungen der Schweisstechnik die Anforderungen an die chemische Zusammensetzung des Baustahls erweitert worden.

Anforderungen an das Mikrogefüge sowohl als auch an das Makrogefüge würden die Abnahme zu sehr belasten und doch kein Durchschnittsbild über den Aufbau der gelieferten Gesamtmenge geben. Der Makroaufbau gewinnt nun aber besondere Bedeutung, wenn man gezwungen ist, Bauteile mit Kehlnaht anzuschliessen. Liegen dann unter der Oberfläche schlecht verschweisste Randblasen — bei unberuhigtem Stahl — oder starke Anhäufungen von Oxydationsprodukten — bei zusätzlich mit Aluminium beruhigtem Stahl —, so beult sich der Stahl an diesen Stellen unter der Oberfläche ab, und die Schweissverbindung ist unbrauchbar. Hier ist jedoch der Ultraschall berufen, derartige Fehler in Zukunft gut und eindeutig nachzuweisen bezüglich der Lage und Ausdehnung der nicht genügend gebundenen Stelle. Es ist dabei eine Frage der Wirtschaftlichkeit, ob man die Prüfung mit Ultraschall im Stahlwerk an der ganzen Schmelze, an einzelnen ausgewählten Stücken oder erst in der Stahlbauanstalt durchführt.

ZUSAMMENFASSUNG

Der Begriff «Baustahl» war in der bisherigen Norm unterschiedlich für den Maschinen-und Stahlbau. Im neuen Entwurf soll er vereinheitlicht werden und neben den Kohlenstoffstählen auch den leicht legierten St. 52. enthalten. Die bisherige Fassung der Normen Din 1611-23 enthielt neben Zugfestigkeit und Dehnung nur die Begrenzung der unerwünschten Beimengungen Phosphor und Schwefel, aber keinen Nachweis der Schweissbarkeit und Sprödbruchsicherheit. Die Anforderungen der Schweisstechnik enthält dagegen schon die Neuausgabe von Din 4100.

Weiterhin wird erörtert, welche Rissbildungen an geschweissten Konstruktionen aufgetreten sind, und welche Ursachen sie gehabt haben. Die entsprechenden Prüfverfahren zum Nachweis der Schweissbarkeit und Sprödbruchsicherheit werden beschrieben. Die Anwendung der Kerbschlagbiegeprobe bei den vier Gütegruppen des neuen Normentwurfs ist als Nachweis für die Sprödbruchsicherheit in Aussicht genommen.

RESUMO

A noção de «aço de construção» dividia-se, nas normas até agora em vigor, em «aço de construção de máquinas» e «aço de construção metálica». Na nova edição das normas essas distinções serão unificadas e incluir-se-ão, a par dos aços ao carbono, os aços ST 52. A norma DIN 1611-23, indicava até agora, ùnicamente a par da tensão de rotura e do limite de cedência, os limites das percentagens indesejáveis de fósforo e enxôfre, sem se referir nem à soldabilidade, nem à fragilidade. Estas informações estão agora incluídas na nova versão da DIN 4100.

O autor refere-se ainda à fissuração de construções soldadas e analisa as suas causas. Descreve igualmente uma série de ensaios para a determinação da soldabilidade e da fragilidade. Considera também ensaios de flexão por choque com provetas entalhadas para a determinação da resistência.

RÉSUMÉ

La notion d'«acier de construction» se divisait dans les normes en usage jusqu'à présent en «acier de machines» et «acier de charpente». Dans la nouvelle édition de ces normes, ces nuances seront unifiées et l'on trouvera, avec les aciers au carbone, l'acier ST 52. Jusqu'à maintenant, la DIN 1611-23 ne contenait, à part la résistance à la traction et la limite élastique, que les limites admissibles des pourcentages de phosphore et de souffre; la nouvelle version de la DIN 4100 contiendra des renseignements sur la soudabilité et la fragilité.

L'auteur s'occupe encore des fissures dans les charpente soudées et de leurs causes. Il décrit une série d'essais pour la détermination de la soudabilité et fragilité et propose l'emploi, pour la détermination de cette dernière, d'un essai de flexion par choc sur une éprouvette entaillée.

SUMMARY

The notion of «structural steel» was divided, in the DIN Standards in use, in «machine steel» and «structural steel». In the new edition of those Standards these differences will be unified and steel ST 52 will be included together with carbon steels. Up to now, besides the tensile resistance and yield point, Standard DIN 1611-23 merely indicated the permissible limits of phosphorus and sulphur; new version of DIN 4100 will also include data about the weldability and fragility.

The author also refers to cracking of welded structures and its cause. He describes a series of tests to determine the weldability and fragility and considers impact bending tests on notched test pieces for the latter's determination.

IIIc1

Some aspects of the fabrication of welded structures

Einige Betrachtungen zur Herstellung geschweisster Bauwerke

Alguns aspectos da execução das estruturas soldadas

Quelques aspects de la construction des charpents soudées

J. D. THOMPSON D. C. C. DIXON
The Cleveland Bridge & Engineering Co. Ltd.
Darlington

I. *Introduction and scope of paper.*

The paper will examine part of the present field of knowledge in workshops (and erection technique as it affects the shop) in order to show in what direction development may most profitably be directed. It will also indicate some of the lines along which development is already proceeding. Particular reference will be made to the superiority of automatic and semi-automatic welding and it will be shown that, given adequate organisation and supervision, methods of using machines can be devised to suit the small number off which form the main bulk of jobbing work.

The paper is intended only to deal with the normal run of jobbing work in a structural works handling a very wide variety of welded construction. It will not refer to weldments involving welding to Lloyd's Class 1 Standard, nor deal with work involving very large numbers of repetition items, since automatic set-up can almost invariably be adopted where the number-off justifies it. It is not proposed to discuss on what structures the use of welding is technically sound.

Owing to the requirements of the Association to achieve brevity, many important aspects have had to be omitted from the Paper as originally written.

II. ***Discussions on design and cost.***

Most of those Engineers who are or have been engaged in the fabrication of welded structural steelwork started with many preconceived ideas based on experience in the fabrication of rivetted steelwork. The remainder, since welding is a comparatively new technique, started with no experience at all. Development has therefore frequently been hindered by prejudice on the one hand and ignorance on the other. Only now is it becoming possible to obtain a general and balanced view of the advantages and disadvantages, the possibilities and the limitations of welding in structures.

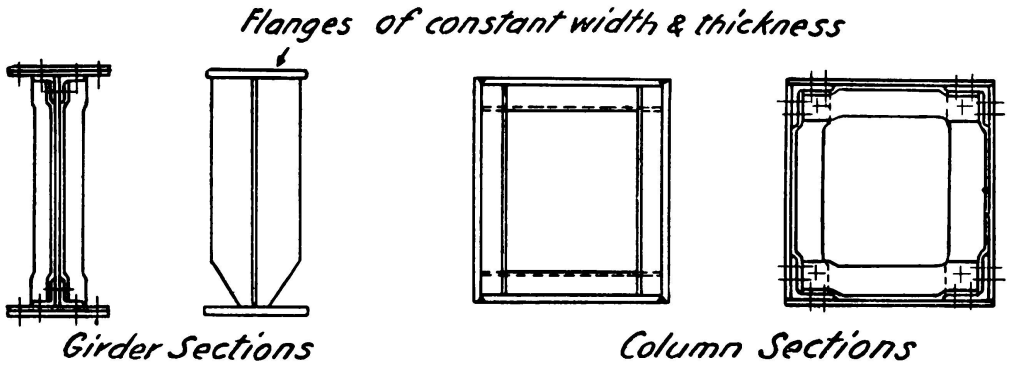
Economies in weight of steelwork can be made in almost all structures if they are welded instead of rivetted. For individual members the main savings are as follows: —

Plate Girders 16 %
Box Girders and Box Columns 15 %

In many cases, particularly where site welding is employed, not only these savings may be achieved but also others due to the further degrees of redundancy which may easily be incorporated into the design of complete structures. This applies to a greater degree where frames are designed by the plastic theory and not by the elastic. For portal frames with a span of 50 feet and a constant roof slope of $\tan^{-1} 1/2$ the percentage savings over an elastically designed portal can be as much as 27 %.

There is, therefore, no question that economies in weight can be made by the use of welding in structural steelwork. It is frequently asked however, whether this saving in weight is not offset by the increased cost per ton of fabrication and erection. There is an assumption implicit in this question that the cost per ton of welded steelwork is greater than that for rivetted. It is one of the purposes of this paper to demonstrate that for specified steelwork details, fabricated by specified methods, welding can and does produce a cheaper rate per ton. A rate per ton is made up of the cost of materials, the labour content, the overheads (generally expressed as a percentage of the labour content), and the profit (expressed as a percentage of the whole). For a fixed cost of materials the labour content therefore establishes the rate per ton. Since box and H Sections form the majority of members used in the design of structures it is in the labour content required in their fabrication that the greatest interest arises. For welded steelwork there is an additional charge due to the cost of electrodes but to counterbalance it there is a saving in overheads due to the speed with which welded steelwork may pass through the shops. This is due to drilling and rivetting being replaced by the single process of welding. For the figures given below the best techniques of fabrication for rivetted work developed over the last century were used, and, in the case of the welded members the suggested methods outlined in the succeeding sections of this paper. In Figs. 1, 2, 3, 4 are shown sections of girders which have commonly had to be fabricated over the past few years, both by welding and

rivetting. The figures include for the fabrication of end connections and for the facing of the ends of a proportion of the members. All figures given are in man hours per ton (2,240 lbs.).



FIGS. 1, 2, 3 e 4

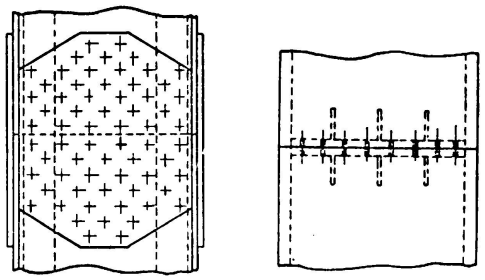
	Total	Plane or Gas Cut (2)	Mark & Drill	Plating	Rivet & Chip	Weld	Other (1)
1	47.89	1.47	8.45	9.09	4.09	—	24.79
2	40.42	.88	1.09	6.96	1.62	9.61	20.26
3	50.18	2.43	3.67	6.06	1.12	9.46	27.44
4	50.60	1.98	9.11	10.55	5.97	.49	22.5

NOTES:

(1) «Other» includes all other trades not otherwise detailed, also labour in handling, crane drivers, etc.

(2) «Plane» and «Gas Cut» are shown under the same heading as either process may be used for welding.

There is a considerable difference in the prices quoted for the erection of welded steelwork, whether the connections are rivetted, bolted or welded. Site rivetting is invariably more expensive than site bolting due to the time necessary where connections are above ground level in scaffolding, fixing cover plates and in landing the piece and bolting up the cover plates. Figs. 5 & 6 show a rivetted connection betwenn rivetted box stanchions and a bolted connection between welded box stanchions. The comparative man hours were 54 for the rivetted connection against 12 for the bolted connection.



FIGS. 5 e 6

Where site connections are welded, the prices quoted for the erection of similar buildings vary greatly. This largely arises from the fact that there are neither standard details nor methods of making the connections and laying the welds. Even where the extra degrees of redundancy due to rigid all welded construction at site result in savings in weight, and where the individual pieces fabricated in the shops are the largest practicable, it is still rarely as yet that economy is shown over site bolting.

III. *Methods of fabrication.*

Factors determining future development.

Existing knowledge suggests certain premises on which the future development of methods of fabrication should lie.

(i) Apprendix A shows an analysis by operations of the man hours required for various types of welded fabrication. The relative proportion of the figures rather than the figures themselves is important. The following deductions may be drawn —

(a) The figure for «labour» is for all trades not under the other headings and includes for all handling, crane drivers etc. and is invariably between 20 % and 25 % of the total. A saving in any other figure will therefore probably involve a saving also under this heading.

(b) 15-20 % only of the man hours required is needed for the actual process of welding. Oh these perhaps half are required for tack welding which in the U. K. is generally performed by the welder. In the case of the lower figures the welding was performed by an automatic machine which demonstrates the savings made by means of this machine.

(c) The largest figure is for platers and their helpers. Since a tack welder must be present during a part of the assembly period it is clear that this heading offers the greatest scope for economies.

(ii) Box and H Sections are those most commonly fabricated. They have in common —

(a) That both are long in comparison with their cross section

(b) That both can be welded using automatic machines

(c) Their number suggests line production methods should be employed.

(iii) The development of Universal manipulators and speedy methods of assembly indicate that weldments within the capacity of of manipulators can be fabricated cheaply, especially where repetition can be achieved.

(iv) Essential to the efficient development of welded work are a shop layout where the stockyard and preparation bays can feed any of the assembly bays with equal facility and that the preparation of materials is of the highest accuracy since accurate preparation is the key to good quality welded work.

Plating and Assembly.

It was indicated in the previous section that the greatest scope for economy in man hours was in the process of plating and assembly.

Since it is generally desirable at present to drill such holes as may be required after welding because of the difficulty of estimating accurately any shrinkage that may occur, the handling and positioning of plates is made more difficult because, for example, shackles cannot be fixed nor can drifts be employed. Further, some force may be required to achieve the good fit up frequently essential for machine welding. These problems are common to almost all weldments whether they are assembled on the floor or in a rig. There are three methods of surmounting them which are worthy of mention.

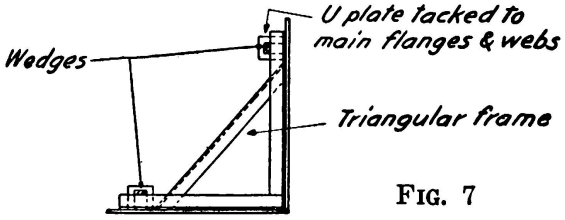


FIG. 7

(i) Temporary studs may be affixed using a stud welder. They are subsequently chipped off and the plate ground flat. Studs are also extremely useful for light connections such as those required for wall ties or handrailing, and where the alternative detail may be to drill, insert the bolt and tack weld on the inside. The advantage is emphasised where enclosed sections such as box columns are concerned. A development of the principle

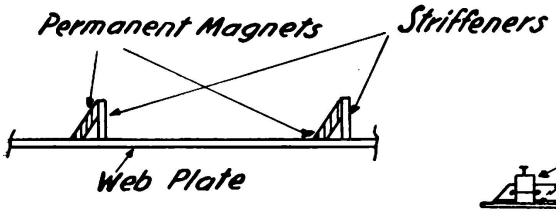


FIG. 8

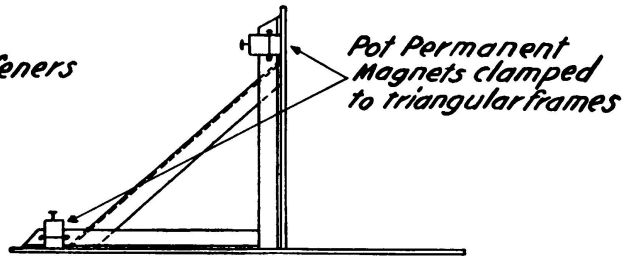


FIG. 9

of using studs for assembly purposes is shown in Fig. 7 which illustrates a method of facilitating the assembly of the side plates of a box girder.

(ii) Permanent magnets are available in several sizes and shapes which have great power in relation to their weight. Examples of their use are shown in Figures 8 and 9.

Figure 8 shows the positioning of stiffeners on the web of (say) an H girder where the main fillet welds are to be laid by hand. The plater can advance down the length of a long web placing the stiffeners at a high rate and the welder can follow behind with no waste of time due to waiting.

Figure 9 shows a diaphragm of a box girder positioned vertically before the side plates are assembled, the diaphragm thus acts as an aid to this process. The magnets shown in Figure 9 are 4 1/2" cube and exert a pull of 450 lbs. with an air gap of .005".

(iii) Toggles have two oustanding qualities in the assembly of welded steelwork —

(a) they exert a considerable force over a short distance

(b) if the lever is taken so far that the mechanism just passes «dead centre», then steel being clamped will be locked in position.

Despite the most careful rolling, plates, especially when large, are not always so flat that when plated the fit up is good enough for welding. Figures 10 and 11 show toggles being used to perfect the fit up on box

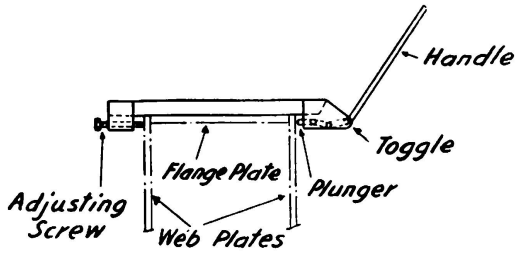


FIG. 10

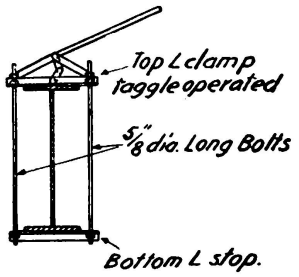


FIG. 11

girders and plate girders. In both cases the mechanisms are slid along the girders in steps of approximately two feet and as the mechanism locks, a welder places a small tack. Each step therefore only occupies a few seconds.

Manipulation.

There are three primary reasons why manipulation of weldments is advisable.

(1) Automatic welding can only be carriedout in the downhand and horizontal/vertical positions and with a little further trouble in the horizontal position

(2) Downhand welding is cheaper to effect and, as recent research has shown, gives a better quality weld than those laid in any other position with the exception of vertical.

(3) Even with the simplified details possible with welded steelwork there are inevitably a considerable number of fittings that must be placed on girders and stanchions subsequent to the main assembly. These are naturally easier to position on a horizontal surface than one which is sloping, vertical or overhead.

For weldments requiring rotation about two or these axes, the economical shape is that which has approximately equal dimensions in each plane. Should the weldment have dimensions in one or two planes greatly exceeding the other then the size of manipulator required will be uneconomic and easily movable stagings will be required off which the operators may work.

For weldments requiring rotation about one axis only, the economic shape is that which has one large dimension and is small in the other two. A second large dimension will either demand a pit or the elevation above shop floor level of the manipulators.

All other things being equal it is therefore good practice in the shops to split fabrications into sub-assemblies conforming to one of these two classes prior to the final assembly of welding them together.

An example is in the assembly of box girders. It is a matter of opinion whether it is quicker to assemble on a gantry or in a manipulator, but there is no doubt about its use for operations required after the main seams are welded. The processes then necessary are —

(i) On each of three faces mark the centre line and both ends for facing.

(ii) On all four sides mark the cleat positions, place the cleats and tack weld them.

(iii) Make a rough check of the cleat positions by a chargehand plater or a templatemaker against any gross errors.

(iv) Fully weld the cleats on four sides.

(v) Make a final and accurate check of all marking and of the cleat positions.

These operations require men of several trades to perform operations which cannot be carried out concurrently. A minimum of eleven turns are required for each box.

There is room for improvement in the normal methods of marking such a girder, mechanical or optical methods present difficulties which have not to the authors' knowledge yet been overcome.

Employment of Automatic Welding Machines.

There appear to be widely differing opinions as to whether an assembled and tack-welded fabrication should be taken to a rig incorporating an automatic welding machine or whether the automatic welding machine should be taken to the fabrication. Figure 12 shows a rig which includes two automatic welding heads and is suitable for either H or

box sections. The welding heads can travel both longitudinally and laterally.

Two automatic welding machines can be employed to lay two fillet welds on an H girder simultaneously. The machines are mounted on straight channels thus proceeding in a straight line.

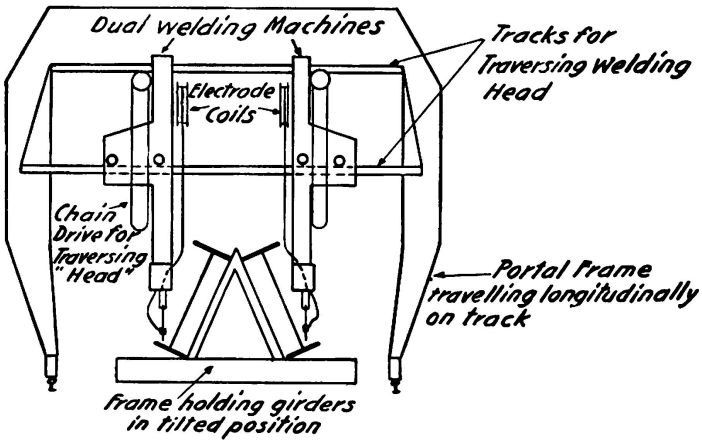


FIG. 12

The latter course is initially cheaper, appears more economic than the former, and certainly provides more flexibility in the shops.

The use of automatic machines has so far only been considered in relation to the main welds on long sections. It is shown in the next section that it is economic to use automatic methods for other and shorter runs. For this purpose where the fabrication is easily moved and manipulated, it may well be advisable to have machines mounted on permanent rigs so that the machine may move over the work. Where the fabrication is too large for easy handling an easily portable set as described in the next section, will probably be advantageous.

Rate of Throughput.

For those who wish to increase their output by adding to their floor area, there is a saying in England that they should instead increase their speed of throughput. Welded steelwork both in its design and fabrication lends itself to such an increase. There seems, for example, to be no reason why H girders, unless of considerable size, should ever take more than 36 working hours to pass through the assembly and welding bays.

Importance of Production Control.

The authors have made some study of the weldmetal operators lay per hour in various works and in various countries. They have come to the conclusion that where the work is laid out ready for the welder so that there is no external cause of delay, very much the same amount will be laid per hour by willing workers in almost all cases. It therefore seems that the figures obtained vary with the efficiency of the management concerned in organising the work. The problem is aggravated for the management by the fact that if a weld is long then it will pay to use an automatic machine welder and the production welding by the hand operator will therefore be in shortlengths. These lengths will become the shorter as thechniques of setting-up and running automatic machines are advanced. Moreover the cleats and fittings for major fabrication will

be many and largely similar, and to keep a suitable supply for all engaged on assembly, will be difficult. It has been shown that men of several trades will be required successively (and often more than once) for operations on the same fabrication. It is therefore emphasised that techniques are of little value if the Progress and Production Control Departments are not extremely efficient.

IV. *Welding processes.*

The development of arc welding from the early days of bare wire electrodes, has resulted in three main methods of welding in use at the present time, namely, hand welding with shielded arc electrodes, semi-automatic welding using either submerged arc or shielded arc, and fully-automatic machine welding, sub-divided into the same two categories.

In this paper it is not proposed to deal with gas shielded arcs, a process which is as yet not fully developed, and at the present time is prohibitive in cost, due to the use of Argon gas, nor with the self-adjusting arc process, which similarly is not yet sufficiently developed for practical use.

There seems little doubt that in the majority of fabricating works, in this country at any rate, hand welding is the basic method. It is the author's opinion however that the correct line of development is the increasing use of automatic or semi-automatic methods for ever smaller runs of weld, and that machines must be produced which are easily portable, so that the machine can be taken to the job rather than the job to the machine. This is in most cases current practice, due to the great weight and mass of equipment which characterises automatic machines.

The introdution of high tensile steel, and the difficulties encountered in welding low alloy steels, have led to the development of the low hydrogen or lime-ferritic coated electrode, with the aim of overcoming cracking in the heat affected zone immediately alongside the laid weld. Recent research however tends towards the view that such cracking is the result of too rapid cooling in the critical heat range (400° F to 200° F) and that control over the cooling rate rather than the use of special electrodes is the answer to the problem. At least one major bridge in high tensile steel is being welded with ordinary rutile coated electrodes, with close control over the arc energy input. It is intended that such heat should be introduced that the cooling rate through the critical zone is slowed down sufficiently to give freedom from cracking. There seems however little doubt that under normal welding conditions, the low hydrogen electrode does give the better weld and greater freedom from cracking, where pre-heating or other forms of cooling control are not employed.

In the authors' opinion the use of automatic welding confers advantages which far outweigh the additional cost of initial purchase of equipment. With automatic methods there is considerable freedom from dependence on operator skill, and provided that suitable methods of supervision are employed, the weld as laid can almost be guaranteed in quality. The

chief disadvantage of automatic welding has hitherto been the immobility of the equipment. Massive transformers and heavy cables have largely restricted the use of automatic welding to long runs on standardised productions, and many works, rightly or wrongly, consider that the expense of rigging up with automatics on a number of «one off» jobs is unjustified. The authors believe that the quality of automatic work is such that even where economic gain is negligible, its employment is desirable, and they have therefore specified its use whenever possible. Automatic fillet and butt welding is consequently now standard practice on almost all classes of work. Although considerable experiment has already taken place, it has not yet been found possible to fillet weld satisfactorily with open arc automatics. Fillet welding by submerged arc is carried out normally on production line work, using either one machine or two machines simultaneously on both sides of girders.

To overcome the disadvantage of lack of mobility with both open and submerged arc fully automatic machines, the authors have developed a semi-automatic machine, on lines which they believe to be quite original. The makers supply a generator and a relay for feeding coiled electrode wire, (both these items are portable) and an electrode holder consisting of a cone-shaped canister for holding flux powder through which the electrode wire is automatically fed as soon as contact is made. The outfit is intended for the laying of submerged arc weld by manual operation. By attaching this holder to a well-known make of «straight-line» oxy--cutting machine, the electrode holder taking the place of the cutting head, an automatic machine is obtained which is completely portable (the welding end, i. e. the part to be handled by the operator, weighs only 28 lb. when full of flux powder and ready to work). By the use of this machine it has been found economic to machine weld runs as short as 3-ft. The whole apparatus is readily transferred from shop to shop, and is not much more difficult to move about than the average rivetting hammer.

Experiments with submerged arc automatic welding in a horizontal position are being undertaken as time permits in the authors' works. At the present time they have not reached a point where any final conclusions may be drawn. Successful welds have been laid in this position using single and double arcs, but to date it has not been found possible to guarantee the shape of the finished bead, many of which exhibit a «pear» shape. Penetration has been good, and if means can be found to control the shape of the bead, this method will be introduced generally, thereby eliminating a considerable amount of handling of large pieces in the shop.

The authors believe that future development along the lines just mentioned, will show increasing reduction in cost consistent with quality of finished work.

V. *Materials.*

The scope of this paper does not include the welding of special steels such as high carbon or high alloy steels, which require special techniques. In ordinary construction work steels to B. S. S. 15 for mild

steel and B. S. S. 968 for high tensile steel are normally encountered. New types of steel for use when designing for tension stresses of some magnitude (e. g. N. D. 1 and N. D. 2 steels) are now coming into production in England. These steels have had to be introduced due to the demand for greater notch ductility, which ordinary mill steels are unable to guarantee. Steels to similar specifications are being rolled on the Continent, but suffer also from the disadvantages mentioned in the next paragraph.

The general requirements for a weldable steel are a high degree of notch ductility, freedom from undesirable quantities of impurities likely to gas absorption during welding, or formation of manganese or iron sulphides, and a consistently high quality of rolling. More and more Authorities are to-day calling for notch ductility tests, either Izod or Charpy, or both, on steels over certain specified thickness, or where such steel is subject to tension. Since there is no physical quantity by which the notch ductility of a steel may be measured, nor any mathematical relation between values obtained from impact tests and notch ductility, Impact Test values can only be a guide to notch ductility and are therefore arbitrary and widely varying. It is essential therefore that the present programme of research should be intensified in order to produce a satisfactory answer to this problem. A specification must be quickly found that will not only remove doubts as to the reliability of welded steelwork, but also relieve the Steelwork fabricator of the many stringent tests now required, which do not achieve their object.

VI. ***Problems arising from use of welding.***

(1) *Fatigue.*

Despite a great deal of research, there is at present no knowledge of the actual mechanism of failure due to fatigue. The extent of this is illustrated by the fact that should a bar be subjected to a certain set of alternating stresses, the number of reversals before failure can only be predicted to the extent that the lower number is a ninth of the upper. It is only known that certain features of design and specification are likely to accelerate failure. Regions of relatively high stress due to the change of form due to design requirements are the most common example of such a feature. Shafts, for instance, sharply shouldered, practically always fail at the shoulder, and it has been proved that increased life can be obtained by grooving immeditely behind the shoulder.

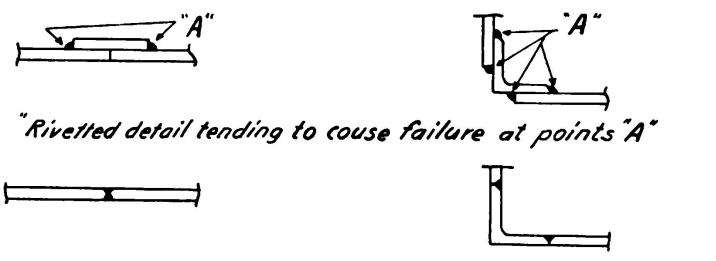


FIG. 13

The same method is used by manufacturers of rivet snaps to relieve the sharp diversion of lines of stress which occur at the neck of the snap.

Similar sudden alterations of section in structural work have similar effects, and designers brought up in the rivetted school who apply «rivetted» details to welded work, fall frequently into this fault. Examples are shown in Figure 13.

(2) *Distortion and contraction.*

One of the greatest disadvantages of welded work as against rivetted work is the difficulty of maintaining correct shape and line, and of keeping key dimensions true. It is generally true to say of rivetted construction that as long as a girder is allowed to cool out true it will retain that shape irrespective of what is later done to it. With welding, the concentrations of heat are such that serious distortion can and does take place, and, unless considerable care is exercised, the finished article may well be so distorted as to be unusable in its completed structure without extensive correction and straightening.

The first essential for distortion-free work is careful preparation, and accurate fitting of component parts while they are being assembled and tacked. If a girder or a box is tacked together «in wind» it will very largely retain this «wind» whatever is later done to it. Jigs for assembly need not be elaborate, indeed the simpler the better, for production purposes. Furthermore, complicated jigs, in addition to taking time to fill, will tend to restrain, and it is the authors' belief that correct methods of fabrication are those in which the member is free to move all the time.

The second essential is that the heat input should be balanced in such a manner that distortion is minimised.

It has been established in practice that automatic welding causes much less distortion than hand welding, and that girders which have to have their flanges «pre-set» for hand techniques, require no such operation for automatic work (Figure 14). Small amounts of distortion, as the 1/64" quoted, being ignored.

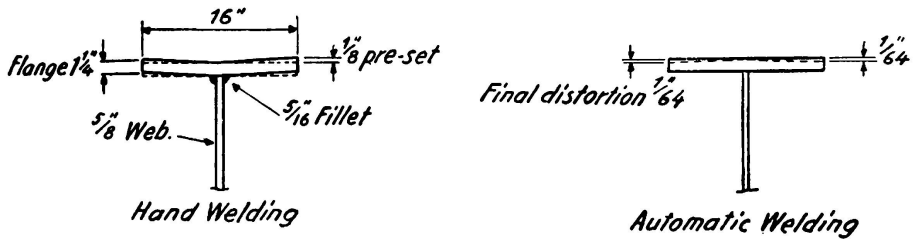


FIG. 14

In certain cases, distortion of flanges may be overcome by the use of «strong-backs» (Figure 15) or by the method of setting quick release toggle jacks between flanges while welding is in progress (Figure 16).

Contraction in length is another serious problem to be faced. In the authors' Works, attempt is being made to set out a contraction chart,

taking account of the various factors which affect it, the most important of which are —

(1) Sequence of welding

(2) Number of stiffeners and/or diaphragms

(3) Method of welding (hand or automatic).

The amount of contraction, although it can seldom be exactly forecast, can by long experience be sufficiently accurately predicted as to enable the fabricator to hole webs, flanges, stiffeners etc. before welding. For instance, in a girder which is auto-welded webs to flanges first, and subsequently stiffened, contraction would be in the region of 1/32" per 10'0". For a girder stiffened and then flange welded by hand, corres-

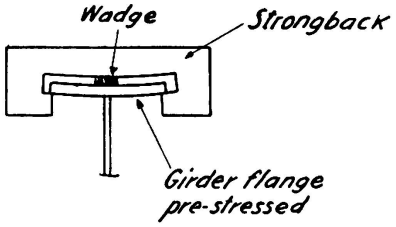


FIG. 15

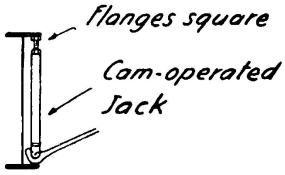


FIG. 16

ponding contraction could amount to 5/32" per 10'0". The gap allowed when butt welding flange or web plates should always be ignored when calculating the final welded length of plate.

In general, it may be laid down as a guide that weldments should be allowed to follow freely their tendency to distort or contract, and that due allowance for all these tendencies must be made when laying down the welding sequences to be followed and preparation methods to be used.

(3) *Residual stresses.*

There is any amount of evidence to show that whatever welding procedure is used, it is not possible to reduce the residual stresses below the yield point of the metal at local points adjacent to the welds. It seems reasonable to say that the object of good welding sequences is not so much to reduce the residual stresses but to reduce the demands made in fabrication on the ductility of the metal as it cools down. Evidence indicates that more serious effects are strain ageing and work hardening It is recognised that microfissuring in weld metal is more prevalent than used to be the belief. There seems to be no doubt that with the presence of strain aged material, with fissures in the weld, and with the potential effect of the residual stresses, all the conditions exist for initiation of a fracture.

Following correspondence with certain Authorities as to the amount of residual stress caused by welding in stiffeners to girders which had previously been flange welded, it was decided to approach the British Welding Research Association with a view to carrying out a series of experiments. These experiments were carried out during the Summer of 1954, and would seem to indicate that the prior welding of flanges to webs, and subsequent stiffening, caused no more residual stress than the then more orthodox method of stiffening the web first and then welding the flanges in the normal «step back» way. From the results obtained it seems that in any case residual stresses were small compared with the normal superimposed load and that in some instances (notably tension flanges) residual compressive stress is of actual benefit in that it must be overcome before the flange is subject to tension.

Given satisfactory control over the actual operation of welding (and this means the minimum use of hand welding) and control over the sequence in which welds are laid, residual stress in most cases will not run disturbingly high, and it appears that a girder, restrained while welding, will generally carry higher residual stress than one in which free play has been allowed while welding and which had cooled straight and true when adequate precautions had been taken to obtain correct heat distribution.

The general effect of residual stress in girderwork is small unless the girder is subject to repeated loading, and until this condition occurs, residual stress has almost no effect on the ultimate strength of the structure.

The value of stress relief by heat treatment or other means is of doubtful value. Experiments have shown that little or no stress relief is obtained by shock or blows to a girder, nor do normalising furnaces seem likely to achieve the desired results, as in certain instances cracking of welds has been noticed after heat has been applied.

(4) *Porosity.*

The presence of holes in welded work has been a cause for disquiet among welding engineers for many years. The affinity of steel for hydrogen when it is heated above certain critical temperatures is well known, and it is this dissolved hydrogen which causes porosity when it segregates in cooling. The phenomenon is frequently met when butt welding flanges of excessive thickness by hand, and indeed it seems safe to say that flanges over $1\,^1/_2''$ in thickness almost always show some sign of porosity. It was assumed, at one time, and the opinion is still now held, that multitudinous runs of metal were the answer to porosity, one run refining the one previously laid, but actual experiment on butt welding of 2″ thick flanges has shown that in laying 33 runs across a butt, and never allowing the area to cool off, hydrogen was present to such a degree that test specimens fractured after bending through 20°, revealing a mass of «fish eyes» at the fracture. To allow the hydrogen to escape, cooling must be much further retarded, and under actual shop conditions, by pre-heating the butts mentioned above,

highly satisfactory welds were made and test pieces were bent flat over on themselves without fracture. Subsequent sectioning through the weld revealed very few included bubbles of gas.

Porosity of a similar nature has long been a bugbear of automatic welding. In the authors' Works, accurate observations of porosity have been made over a period of years. The presence of moisture has little observed effect and good welds have made after a bucket of water has been emptied over the weldment under test. Mill scale when fresh seems to cause no blow-holing. The chief enemy of sound welds seems to be rust. Wire brushing is not sufficient to ensure rust removal, even when done by machine. Grinding is satisfactory when the steel is new. When, however, pitting is present, even in the slightest degree, the only completely satisfactory method is to sand-blast both surfaces to be welded. Observations made early in the authors' experience showed that patches of porosity often occurred immediately over tack welds. It was thought at the time that slag inclusions in the tack might have been the cause. Subsequent experiment proved however that slag was not the culprit. When tacks were freshly made no porosity resulted from auto. welding. When tacks were allowed to stand for a few days in damp atmosphere, the resultant rust developing almost invariably caused porosity.

Heat input per inch of weld laid has a considerable bearing on the presence of gas in the completed weld and the greater energy used normally when auto. welding would seem to give a finished weld of a more homogeneous nature, than that obtained by hand welding. Butt welding by automatic methods gives a comparatively hydrogen-free weld without pre-heating, while hand welding on a similar joint would almost certainly require pre-heat. The main disadvantage of the automatic process on short welds of this nature is high cost.

(5) *Pre-Heating.*

The use of pre-heat, on the normal run of welded work in a shop, is somewhat of a luxury, and the amount of benefit derived is questionable except in certain specified instances. Reference has already been made to the butt welding by hand of thick plates; the other instance is the welding of special steels. It is not within the scope of this paper to deal with special steels (high carbon, alloy and kindred types) but the welding of commercial «High Tensile» steels containing up to .25 carbon, is now becoming a fairly common proposition.

The British Welding Research Association has conducted fairly lengthy experiments in this direction and valuable data has been derived from them. The Controlled Thermal Severity Tests have made it plain within what limits hard zone cracking will take place with both rutile and the so-called «low hydrogen» electrodes, and in addition what energy must be used to obtain a heat input sufficient to overcome this tendency to cracking. Actual experiments on preheating to slow down cooling in the critical 400°/200° C range are now taking place with both hand and automatic welding procedures particularly when welding box members with flanges of considerable thickness in winter conditions in

England. It is hoped that these experiments will allow limits to be laid down for the minimum temperature, metal thickness etc. which will govern the use of pre-heating.

VII. *Inspection and testing.*

Where first class welding techniques are employed, a high proportion of the faults found are due to parent metal which is either imperfect or has a lack of homogenity. The authors feel that far more attention should be paid to this matter.

VIII. *Labour problems.*

(1) *Operator Fatigue.*

One of the greatest advantages that automatic welding confers is the elimination of operator fatigue. Although it is true that recent developments in what may be termed «semi-automatic» machines have tended to reduce fatigue in operators, the fact remains that only when using fully automatic methods is the welder as reliable after 8 hours' working as he was when the shift began.

Operator fatigue resulting in inferior and faulty work can normally be minimised by

(a) Easy positioning of work to avoid vertical and overhead welding (i. e. use of manipulators).

(b) Use of electrodes which suit the individual (different operators give vastly dfferent performances with the same electrode).

(c) Good lighting of the work.

(d) Good shop conditions, i. e. ample working space, good ventilation, provision of tackle which simplifies assembly and lifting.

(e) The avoidance of excessive overtime working.

It is abvious that the elimination of operator fatigue is an important function of Management, both as an incentive to higher production as well as a guarantee of better-class work.

(2) *Fume Disposal.*

Point *(d)* above brings forward the question of fume disposal This is a point which is often overlooked by Management, and is something which, in the authors' opinion, is responsible for a lot of the absenteeism because of which welding operators come in for so much cristicism. The use of «smog masks» can do something to help, but by far the best thing is to remove the fumes before they can cause the damage. A main method of fume disposal is the use of exhaust fans, particularly where

men have work in confined spaces, especially where «low hydrogen» electrodes, giving excessive amounts of fumes, are employed.

Design of workshops, incorporating efficient systems of roof ventilation, can also play a large part in the health ond efficiency of workers. The use of exhaust fans in the roof has not, in the authors' experience, been very successful, and it is recommended that natural draught be used as far as possible for this purpose. It is of interest that the movable «slat» type of ventilator which is capable of being opened to any desired degree, seems very successful in this connection.

(3) *Skill required in Operatives.*

Increasing use of fully automatic methods, the production of the «semi-automatic» machine, using either open or submerged arc and the use of «contact» electrodes, all combine to reduce the amount of skill required from operatives. In the case of fully automatic welding, once he is given the speed, current and flux powder grade, the operator is more or less reduced to a machine-minder, and skill has little or no result on the finished weld. Similar remarks apply to the semi-automatic machines, though not to such an extent, and a certain amount of skill is easily acquired, and in case of emergency «dilutees» could well deal with this work.

It is in manual welding that a high degree of skill is required of the welder. Even the use of contact electrodes can never entirely do away with the skilled man for certain specialised types of work, in particular those cases where cast steel of various types has to be welded to structural work, and where pre-heating is essential to the production of highly ductile joints, thereby precluding or making difficult the use of automatics. It is therefore in the best interest of all works to retain a hardcore of highly skilled welders who are able to perform some or all of these tasks.

It is recommended that works should institute their own tests for operatives, and apply these at the time of engagement of men, and also periodically throughout their employment. It is not thought that these tests per se are of any value, but the fact that they are being taken tends to keep men on their toes, and generally maintains a higher standard than would otherwise be the case.

(4) *Training of Supervisors.*

It is the authors' opinion that the training of supervisors be most efficiently carried out in the works, on the shop floor, under actual conditions of production. This training should obviously be supplemented by technical education on the theory lying behind the practice. It is considered essential to give these men their practical training whilst still very young, and then, if they prove their ability in the practical field, to pursue the theoretical side without delay whilst they are likely to assimilate it quickly. There is no substitute for hard, practical traning, and if these supervisors do not get it before they are say 25 years of age, it is doubtful whether they will ever get it. Shop practice must be second

nature, and theory must be modified to suit practical limitations. New ways must constantly be found to give effect to the new techniques in welding, and it is the intelligent man with the shop training who is the most fitted to dress theory in the trappings of the hard facts of production practice. The ideal training for a welding supervisor is not less than 5 years on the shop floor, being given the necessary chances to organise and give orders to men who know their work, followed by a year or two at theory and design. A further period on the shop floor (preferably with a different Company, or at least a different Shop), will result in a first-class Supervisor capable of handling almost any class of work.

Men selected for supervisors posts should normally be trained to the job from their earliest days. Only in rare cases does the «workman», and he must be of exceptional ability, prove himself capable of rising above «operator level».

APPENDIX «A»

Man hours per ton

Description	Total	Labour	Crop or Saw Guilhotine Plane Gas Cut	Template	Mark & Drill	Smith, Chip, Paint, Fitting Shop Joiners	Plate including helpers	Weld
Steam Generating Station excluding bunkers ...	42.81	8.8	2.54	1.94 (1)	2.53	5.4	14.5	7.1
53'0" Span All Welded Plate Girder Bridge ...	51.10	8.1	7.21	0.64	1.44	16.81 (2)	9.1	7.3
Heavy Twin Plate Girders with varying flange thicknesses...	54.86	12.95	7.50	0.39	—	2.62	15.0	16.4(3)

NOTES:

(1) Includes for final checking of all dimensions after fabrication by template- maker.
(2) Includes 10.14 man/hours in the Fitting Shop in the fabrication of the bearings.
(3) Includes for pre-heating of flanges for making butt welds.

SUMMARY

Some of the main problems facing fabricators of welded structural steelwork are considered and certain methods of overcoming them are suggested.

It is shown that the many types of structure in design for welding can offer savings in weight of steel employed, and further, that the cost per ton for welded construction is not inevitably higher, and, in fact, in many cases this cost is actually less.

It is suggested that the main method of reducing cost lies in the extended use of automatic welding machines, and consequently in the

improvement in methods of setting up for welding and in the manipulation of weldments. The use of automatic machines also assures a more constant quality of weld metal, and invariably obviates any difficulties of heat in-put where the welding of high tensile steels is concerned. It is emphasised that new tests are required to measure notch ductility in parent metal, and that homogenity in this parent metal is of great importance.

ZUSAMMENFASSUNG

Der Beitrag enthält die Darstellung einiger der Hauptprobleme, denen der Hersteller geschweisster Stahltragwerke gegenübersteht, zusammen mit den Vorschlägen von gewissen Methoden zu deren Ueberwindung.

Es zeigt sich, dass die vielen zum Schweissen vorgeschlagenen Bauwerksarten Ersparnisse im benötigten Stahlgewicht bieten können und weiter, dass die Kosten pro Tonne geschweisster Konstruktion nicht unbedingt höher, sondern in verschiedenen Fällen tatsächlich niedriger sein können.

Die beste Methode zur Kostenverringerung liegt nach der Meinung der Verfasser in einer ausgeweiteten Verwendung von automatischen Schweissapparaten und im Zusammenhang damit in der Verbesserung in bezug auf Handhabung der Schweisseinrichtungen und Bereitstellung der zu schweissenden Werkstücke. Die Verwendung automatischer Maschinen sichert eine konstantere Schweissmetallqualität und diese Unveränderlichkeit räumt jegliche Schwierigkeiten mit Hitzeeinschlüssen aus dem Wege, was das Schweissen hochwertiger Stähle anbetrifft. Nachdrücklich wird auf die Notwendigkeit neuer Versuche zur Messung der Kerbschlagzähigkeit im Schweissmetall hingewiesen, wobei die Homogenität dieses Schweissmetalls von grosser Bedeutung ist.

RESUMO

O autores consideram alguns dos problemas principais que constructores de estruturas soldadas têm de encarar e propõem alguns meios de os resolver.

Mostram que os vários tipos de estruturas projectadas para a construção soldada podem trazer economias sensíveis de material e ainda que o custo por tonelada de um conjunto soldado, além de não ser inevitàvelmente mais elevado, pode de facto, em muitos casos, ser francamente menor.

Os autores são de opinião de que o método mais efectivo para reduzir os preços de custo reside no emprego generalizado de dispositivos de soldadura automática e, portanto, na melhoria dos métodos de posicionamento das peças a soldar e de manipulação dos conjuntos soldados. O emprego dos dispositivos automáticos assegura também uma qualidade mais constante do cordão e resolve invariàvelmente os problemas de

aquecimento na soldadura de aços de alta resistência. Insiste-se na necessidade de novos ensaios para determinar a ductilidade do metal de base e frisa-se que a homogeneidade do referido metal de base é de grande importância.

RÉSUMÉ

Les auteurs considèrent quelques uns des principaux problèmes qui se posent aux constructeurs de charpentes métalliques et proposent un certain nombre de moyens pour les résoudre.

Ils montrent que les nombreux types de structures projetés pour la construction soudée peuvent présenter une économie d'acier sensible et que, de plus, non seulement le prix de revient par tonne de construction soudée n'est pas inévitablement plus élevé mais aussi que dans certains cas ce prix peut être considérablement plus faible.

Les auteurs pensent que la méthode la plus effective de réduire les prix de revient consiste à géneraliser l'emploi de dispositifs de soudure automatique, et par conséquent à améliorer les méthodes de mise en en position des pièces à souder et de manipulation des ensembles soudés. L'emploi de dispositifs automatiques assure également une qualité plus constante du cordon de soudure et résoud invariablement les problèmes d'échauffement dans la soudure des aciers à haute résistance. Ils insistent sur la necessité de disposer de nouveaux essais pour la détermination de la ductilité du materiau de base et sur l'importance capitale de l'homogéneité de ce materiau.

III c 2

Verschiedene Schweissverfahren bei der Ausführung geschweisster Stahlbauten

Diversos processos de soldadura utilizados em construção metálica

Différents procédés de soudure employés en construction métallique

Welding methods for the execution of welded steel structures

DR. CURT F. KOLLBRUNNER
Direktor der A. G. Conrad Zschokke
Zürich

I. *Einleitung.*

In den letzten Jahren hat die Lichtbogenschweissung überzeugende Fortschritte gemacht. Hand in Hand damit wurden die Qualitätsansprüche von den Stahlkonstruktionswerkstätten weiter gesteigert, so dass heute grosse Einsparungen an Gewicht und Arbeitszeit erzielt werden.

Die Prüfung der Schweissnähte erfolgt auch heute noch meist durch das bewährte Röntgen. Dabei ist es unerlässlich, dass jede gute Stahlkonstruktionswerkstätte ihre eigenen Röntgenapparaturen besitzen muss, damit die Schweisser stets überwacht werden können. Nur stichprobenweise alle paar Monate durchgeführte Kontrollen genügen nicht. Für den in der Schweiz nur *angelernten* Beruf des Schweissers (gibt es doch immer noch keine offizielle Lehrzeit für diesen Beruf) dienen diese Röntgenaufnahmen als gutes Unterrichtsmaterial zur Weiterbildung und Vervollkommnung.

II. *Handschweissung.*

1. *Schweissfehler.*

Die häufigsten Fehler bei der Handschweissung sind Poren, Schlackeneinschlüsse, Einbrandkerben, Wurzelfehler und Risse.

Poren (1) entstehen meist bei Verwendung von feuchten Elektroden, bei zu langem Lichtbogen, zu hoher Stromstärke oder wenn die zu schweis-

(1) B. LAUTERBURG: Der Einfluss von Poren in geschweissten Stossnähten. Mitteilung der T. K. V. S. B., Nr. 11, Verlag V. S. B., Zürich, 1955.

senden Nähte nicht genügend metallisch blank sind. Heute weiss man, dass zur Vermeidung von Porennestern die Elektrode beim Zünden nicht sofort in der Schweissrichtung weiter zu führen ist, sondern dass kurz am Einsatzpunkt verweilt werden muss, bevor die Elektrode nach kleiner Rückwärtsbewegung über die Ansatzstelle in der Schweissrichtung weiter geführt werden soll. Man weiss auch, dass der Schweissprozess nicht durch senkrechtes Heben der Elektrode von der Naht abgebrochen werden darf, sondern dass die Elektrode über die Naht bei Verkürzung des Lichtbogens schnell hinwegstreichen soll und dann erst langsam abgehoben wird, oder indem man die Elektrode über die bereits aufgetragene Raupe ein Stück zurückführt. Ausserdem kennt man heute für jeden Elektrodendurchmesser und jede Schweissnaht die maximale Stromstärke, die nicht überschritten werden soll.

Schlackeneinschlüsse entstehen hauptsächlich, wenn der Schweisser die Schlacke durch Bürstenreinigung, Ausschleifung oder Nachmeisselung nicht genügend von der unteren Naht entfernt. (Schlackenzeilen).

Einbrandkerben treten meist auf, wenn nicht mit zweckentsprechenden Elektroden, guter Elektrodenführung oder mit zu hoher Stromstärke geschweisst wird. (Senkrecht oder Ueberkopfschweissen). Hauptsächlich bei dynamisch beanspruchten Bauteilen sind Einbrandkerben viel gefährlicher als Poren und Schlackeneinschlüsse.

Wurzelfehler entstehen durch unvollständiges Durchschweissen der Wurzelzone. Sie treten auf, wenn der Spalt in der Wurzel zu klein ist, wenn mit zu dicken Elektroden geschweisst wird oder wenn die Ausmeisselung nicht sachgemäss erfolgte.

Risse sind unter allen Schweissfehlern die gefährlichsten. Man weiss, dass Risse infolge von Wurzelfehlern, Schlackeneinschlüssen, Poren und Lunkern entstehen können. Gute Stahlkonstruktionswerkstätten stellen daher einen genauen Schweissplan auf, d. h. einen Plan, der angibt, in welcher Reihenfolge geschweisst werden muss, damit die Schweisspannungen möglichst klein gehalten werden können. (Nachmeisselung gefährdeter Stellen!) Meist liegt der Grund für die Rissebildung im Werkstoff selbst, (Kohlenstoff, Schwefel, Phosphor), oft aber auch in der falschen Wahl der Elektroden. Nach den heutigen praktischen Erfahrungen sollen unlegierte Stähle mit höheren Gehalten an Kohlenstoff (0,25 %), Schwefel (0,05 %) und Phosphor (0,05 %) sicherheitshalber mit basischen Elektroden geschweisst werden (²). Die richtige Wahl der Elektroden ist heute keine Geheimwissenschaft mehr; der freundschaftliche Austausch der gemachten Erfahrungen nimmt immer mehr zu.

Diese oben aufgezählten häufigsten Schweissfehler können heute, bei enger Zusammenarbeit zwischen Stahlbaukonstrukteur, Betriebsleiter, Schweissmeister und Schweisser vermieden oder auf alle Fälle auf ein ungefährliches Minimum reduziert werden. Dazu gehört jedoch nicht nur eine im Konstruktionsbureau entwickelte sachgemässe Schweisskonstruktion, sondern auch eine gründliche Materialkenntnis, die Kenntnis und Wahl der günstigsten Elektroden, eine Vorschrift für die beste Schweiss-

(²) C. HÖRNEGREN: Die häufigsten Schweissfehler beim Lichtbogenschweissen. ESAB — Revue Nr. 3, 1954, (Hausberichte der Elektriska Svetsningsaktiebolaget, Göteborg).

folge (3) und eine langjährige Handfertigkeit der Schweisser die immer wieder zu überprüfen ist.

2. *Schweissverfahren.*

Währenddem früher mit wenigen Ausnahmen *saure* Elektroden verwendet wurden, ist man heute in der Schweiz bei Schweissungen mit hohen Beanspruchungen immer mehr zur Verwendung von *basischen* Elektroden übergegangen. Basische Elektroden sind «wasserstoffarm» oder «wasserstoffkontrolliert». Wenn man bedenkt, dass der vom Schweissgut aufgenommene Wasserstoffgehalt ausschlaggebend dafür ist, ob in der Uebergangszone oder im Schweissgut Risse entstehen oder nicht, so leuchtet es ein, dass die basischen Elektroden zur Vermeidung dieses gefährlichsten Schweissfehlers besser als saure Elektroden (4) sind. Die Gründe zur vermehrten Verwendung von basischen Elektroden liegen in erster Linie in der Erhöhung der Beanspruchungen, in der Wahl von Stahlsorten höherer Güte und in der verlangten Sicherheit der Konstruktionen. Zudem hat die Entwicklung der Elektroden in den letzten Jahren gewaltige Fortschritte gemacht. Basische Elektroden waren früher mit ganz wenigen Ausnahmen nur am Gleichstrom verschweissbar. Die Stahlkonstruktionswerkstätten bevorzugen jedoch den Wechselstrom. Als Stromquellen werden Transformatoren verwendet. (Kleinere Anschaffungskosten gegenüber Schweissumformern, weniger Unterhaltskosten, da keine rotierenden Teile, bedeutend kleinere Blaswirkungen in den Ecken). Für Betriebe mit Transformatoren war somit fast vollumfänglich nur die Verschweissung mit sauren Elektroden einwandfrei möglich. Zudem musste ein Schweisser bei der Verwendung von basischen Elektroden über eine sehr grosse Fertigkeit verfügen, um mit dem zähflüssigen basischen Material einwandfreie Schweissnähte zu erstellen. Heute ist die Situation ganz anders. Die neuen basischen Elektroden können grösstenteils sowohl an Wechselstrom wie an Gleichstrom verschweisst werden; zudem erfordern sie heute keine spezielle Fertigkeit mehr vom Schweisser. Für Senkrecht — und Ueberkopf — Nähte sind sie den sauren Elektroden weit überlegen. Schweissgut und Schlacke sind vom Schweisser leichter zu beherrschen. Die Erfahrung zeigt, dass niedergeschmolzenes Schweissgut bei basischen Elektroden bedeutend weniger nichtmetallische Einschlüsse aufweist als dasjenige saurer Elektroden.

In den führenden Stahlkonstruktionswerkstätten werden daher alle dynamisch beanspruchten Konstruktionsteile wie auch die Zugnähte, wenn nicht ganz, so doch in den Grundläufen mit basischen Elektroden geschweisst. Rissbildungen sind dabei sehr selten und können ganz vermieden werden. Sind im zu verschweissenden Grundwerkstoff Seigerungen oder ist der Kohlenstoff —, Schwefel — oder Phosphorgehalt hoch, so können mit basischen Elektroden trotzdem brauchbare Nahtgüten erreicht werden.

---

(3) F. STÜSSI und C. F. KOLLBRUNNER: Schrumpfspannungen und Dauerfestigkeit geschweisster Trägerstösse. Mitteilungen über Forschung und Konstruktion im Stahlbau. Heft Nr. 4 Leemann, Zürich, 1946. (Siehe auch Mitteilungen aus dem Institut für Baustatik an der E. T. H., Heft Nr. 18).

(4) K. L. ZEYEN: Ueber neue Erkenntnisse und neuzeitliche Entwicklungen bei Schweisselektroden sowie deren betriebliche Bewährung. Sonderdruck aus «Technische Mitteilungen», Heft 2, 1955.

Vielfach geht man auch zur sogenannten gemischten Schweissung über, d. h. man verwendet bei ein und derselben Schweissnaht basische und saure Elektroden. So werden z. B. bei einer Stumpfnaht eines 20 mm Bleches die Wurzellage und die folgenden Lagen mit basischen Elektroden geschweisst, während für die Decklage saure Elektroden verwendet werden. Röntgen Untersuchungen haben gezeigt, dass bei richtiger Elektrodenwahl weder Poren noch andere Schweissfehler in der Naht auftreten. Die Festigkeitseigenschaften, welche durch eine solche Nahtausführung erzielt werden, sind bedeutend besser als bei Schweissnähten, die nur mit sauren Elektroden erstellt wurden. Die Unterschiede treten sehr deutlich bei tiefen Temperaturen (– 25° C) zu Tage. (Kerbschlagprobe).

Man frägt sich nun, warum denn solche Nähte nicht überhaupt nur mit ein und demselben basischen Elektrodentyp hergestellt werden. Dies vor allem aus den folgenden zwei Gründen:

1. Auch heute noch weisen die mit basischen Elektroden geschweissten Deckläufe eine rauhere Oberfläche auf als wenn sie mit sauren Elektroden geschweisst werden. Dadurch nimmt die Festigkeit ab.

2. Die Abschmelzleistungen der basischen Elektroden sind geringer als diejeningen der sauren Typen; zudem erfordert die Schlackenentfernung mehr Zeit. Ausserdem müssen basische Elektroden in absolut trockenem Zustande verschweisst werden, damit keine Poren entstehen. (Trocknungseinrichtungen). Diese Faktoren verteuern die basische Schweissung.

Durch die gemischte Schweissung wird dieser Verteuerung entgegengetreten. Neuerdings ist dies in noch vermehrtem Masse möglich, da die Decklagen mit *Hochleistungs-Elektroden*, die eine sehr gute Ausbeute aufweisen, ausgeführt werden können.

Voraussetzung für gemischte Schweissungen ist, dass das Schweissgut aller dabei verwendeten Elektroden sich miteinander «verträgt». Diesbezüglich werden zur Zeit grossangelegte Versuche in der Schweiz durchgeführt.

Die Preise der Stumpfschweissungen hängen noch stark von der Bearbeitung der Nahtwurzel ab. (Ausmeisselung, Ausschleifung, Aushobelung). Mit den *Tiefeinbrandelektroden* können diese teilweise stark lärmerzeugenden Arbeiten grösstenteils vermieden werden. (Darüber sollten jedoch noch mehr Versuche durchgeführt werden).

III. *Automatenschweissung.*

Wenn auch die Automatenschweissung die Handschweissung nie verdrängen kann, hat sie sich doch in den letzten Jahren in grösseren Betrieben stark ausgebreitet. In den nächsten fünf Jahren wird sie in der Schweiz an Arbeitsvolumen sicher der Handschweissung ebenbürtig.

Oft wird die erste Lage von Hand mit einer basischen Elektrode geschweisst, währenddem alle weiteren Lagen automatisch aufgetragen werden. Dabei werden bei richtiger Wahl von Draht und Pulver sehr

gute Resultate erhalten. Ein Ausmeisseln oder Ausschleifen der Wurzel ist nicht nötig; zudem ist bei Mehrlagenschweissungen kein Wert mehr auf eine einwandfreie Schlackenentfernung zu legen. Durch das mit hohem Strom erzeugte grosse Schmelzbad und die grosse Einbrandtiefe werden die Schlacken von der vorherigen Schweisslage an die Oberfläche gespült.

IV. *Innere Vergütung.*

Ich verweise auf das Heft Nr. 9 der Mitteilungen der T. K. V. S. B. (5).

ZUSAMMENFASSUNG

Da basische Elektroden bessere Gütewerte der Schweissnähte ergeben, als saure Elektroden, somit eine erhöhte Sicherheit gegen Spröd — und Trennbruch erzielt wird und ausserdem bei Stählen mit höheren Kohlenstoffgehalten noch rissfest und bei Stählen mit höheren Schwefelgehalten noch porenfrei gearbeitet werden kann, werden in der Schweiz jetzt bedeutend mehr basische als saure Elektroden verwendet und zwar hauptsächlich für hoch beanspruchte Bauteile. Meist wird die gemischte Schweissung (innen basisch, aussen sauer) bevorzugt.

RESUMO

Na Suíça, a técnica moderna de soldadura dá a preferência aos eléctrodos básicos, tanto nas construções submetidas a esforços dinâmicos como nas soldaduras submetidas a esforços de tracção; o emprego desses eléctrodos confere às soldaduras características muito mais favoráveis do que as obtidas com eléctrodos ácidos. Também se emprega bastante a chamada soldadura mixta, em que se utilizam na mesma soldadura, eléctrodos básicos para os cordões interiores e eléctrodos ácidos para o cordão exterior.

Como é natural, este tipo de soldadura só pode ser utilizado quando o metal de adição de ambos os tipos de eléctrodos é compatível. Estão a realizar-se na Suíça importantes ensaios a este respeito.

A soldadura automática está tomando uma importância crescente na Suíça.

RÉSUMÉ

En Suisse, la technique moderne de soudure donne la préférence aux électrodes basiques tant pour les constructions soumises à des efforts dynamiques, que pour les soudures sollicitées à la traction, l'emploi de

(5) E. BRANDENBERGER, H. PREIS, H. E. TUCHSCHMID, C. F. KOLLBRUNNER: Untersuchungen zur Frage der inneren Vergütung von Mehrlagen — Schweissungen. Mitteilungen der T. K. V. S. B., Nr. 9. Verlag V. S. B. (Verband Shweiz. Brückenbau-und Stahlhochbau-Unternehmungen), Zürich, 1954.

ces électrodes conduisant à des caractéristiques de soudure bien plus favorables que celles obtenues avec des électrodes acides. Souvent on adopte la soudure dite mixte, en employant pour une même soudure, des électrodes basiques pour les cordons intérieurs et des électrodes acides pour la dernière passe. Naturellement cette soudure mixte n'est applicable que si les matériaux d'apport des électrodes employées sont compatibles. Des essais importants à ce sujet sont en cours d'exécution en Suisse.

La soudure automatique prend chaque fois plus d'importance en Suisse.

SUMMARY

In Switzerland, the modern welding technique gives the preference to basic electrodes for steel constructions submitted to dynamic efforts as well as for welded seams under tensile stress; this kind of electrodes confers much better characteristics to the seam welds than those obtained by the use of acid electrodes. Quite often, the so called mixed welding is adopted, where in the same welding seam, basic electrodes are used for the inner layers while acid electrodes are used for the cover weld.

The welding material of both electrodes should naturally be «compatible». Important tests on this subject are now being carried out in Switzerland.

The automatic welding is gaining importance in Switzerland.