

N° 6
1939

ASSOCIATION BELGE POUR L'ETUDE
L'ESSAI ET L'EMPLOI DES MATERIAUX

(A. B. E. M.)

PRO CÈS - V E R B A L

de la quatre-vingt-cinquième séance
tenue le 14 juin 1939, à 17 heures
à l'Hôtel Ravenstein, 3, rue Ravenstein, Bruxelles

S O M M A I R E :

M. CAMPUS

NOUVEAUX ESSAIS SUR MODÈLES DE NŒUDS RIGIDES

TIRÉ A PART DE
L'OSSATURE METALLIQUE
Revue mensuelle des Applications de l'Acier
(n° 3 et 4 - mars et avril 1940)

PROCÈS-VERBAL

de la quatre-vingt-cinquième séance de l'Association
Belge pour l'Étude, l'Essai et l'Emploi des Matériaux,

tenue le 14 juin 1939 à 17 heures,
à l'Hôtel Ravenstein, 3, rue Ravenstein,
à BRUXELLES

La séance est ouverte à 17 heures

Présidence : M. RABOZÉE

ORDRE DU JOUR :

Communication de M. CAMPUS,

Professeur à l'Institut du Génie Civil, Université de Liège,

sur le sujet suivant :

NOUVEAUX ESSAIS SUR MODÈLES DE NŒUDS RIGIDES

Étaient présents : MM. BAES, BAISE, COPPÉE, CAMPUS, CHARLIER, DULCINO, DUTRON, DAUBRESSE, DE CUYPER, DE MARNEFFE, DEWALS, FRANÇOIS, GOOSSENS, GOORMAGHTIGH, JANSSEN, MATTHIS, NIHOUL, RABOZÉE, RIESSAUW, ROSENTHAL, RUCQUOI, TUTUNDJI, SPOLIANSKY, VANDE-CAPELLE.

Se sont excusés : MM. ALARDIN, BATA, BODSON et MAGNEL.

La parole est donnée à M. CAMPUS pour l'exposé de sa communication sur :

NOUVEAUX ESSAIS SUR MODÈLES DE NŒUDS RIGIDES

Nouveaux essais sur modèles de nœuds rigides

par **F. Campus**,
Professeur à l'Université de Liège

PREMIÈRE PARTIE

I. Introduction

Nos premiers essais sur modèles de nœuds rigides ont été entrepris en 1929. Ils ont fait l'objet d'une communication à la séance du 11 mai 1932 à l'A.B.E.M. et ils ont été publiés dans la *Revue Universelle des Mines* en 1933 (1). Leurs résultats ont été résumés également dans un rapport au deuxième Congrès International des Ponts et Charpentes à Berlin, en octobre 1936 (2).

Il est utile pour la signification des nouveaux essais de faire un résumé critique des anciens.

Ils avaient été inspirés par ceux de l'Ingénieur J. SCHROEDER VAN DER KOLK, dont il a été rendu compte dans des articles de M. le Professeur VIERENDEEL (3) et de M. le Professeur N. C. KIST (4). L'expérimentateur néerlandais a opéré sur un modèle en tôle de 3,7 mm d'épaisseur dont le schéma est reproduit à la figure 209. Il représente un nœud symétrique de poutre Vierendeel, la branche verticale correspondant à la membrure, la branche horizontale au montant. Les deux branches ont la même hauteur (50 mm) et les nœuds sont limités par des quarts de circonférences de cercles symétriques, de 40 mm de rayon.

On peut faire d'importantes objections à ce dis-

positif. Le modèle est considérablement idéalisé; le montant a la même section que la membrure; la distance des points d'inflexion de membrure, correspondant à la largeur d'un panneau, est environ le quart de la distance du nœud au point d'inflexion du montant, soit le 1/8 de la hauteur du panneau. Il est à présumer que cette « disproportion » a pour but de réduire l'effet de l'effort tranchant en vue de se rapprocher de la flexion pure. Mais l'étude exclusive de la flexion simple est précisément un autre défaut qui rend les résultats très incomplets et de nature à inspirer des conclusions peu en rapport avec la situation des ouvrages réels auxquels on voudrait les appliquer.

Dans une poutre Vierendeel normale, les tensions les plus importantes ne proviennent pas de la flexion des montants et membrures, mais des efforts longitudinaux des membrures. Dans une ossature à étages multiples à nœuds rigides, les effets de compression des colonnes l'emportent aussi sur la flexion des entretoises. La sollicitation du modèle uniquement par flexion constitue une simplification expérimentale inadmissible en ce qui concerne l'étude de l'effet de la forme du nœud sur la branche verticale (membrure ou colonne) et encore excessive pour l'examen de la branche horizontale (montant ou traverse), soumise cependant à l'influence principale de la flexion. En ce qui concerne les mesures effectuées, SCHROEDER VAN DER KOLK a déterminé les tensions sur les tranches du modèle, ce qui est commode, et en outre les dilatations normales dans deux directions perpendiculaires (parallèles aux deux branches), en un grand nombre de points régulièrement répartis dans l'intérieur du nœud. Ces mesures exprimées en tensions (E.δ), ne représentent cependant pas des tensions. Elles ne suffisent pas pour permettre de déterminer l'état de contrainte en chaque point, notamment les directions, les grandeurs et les signes des tensions principales. Il en résulte que

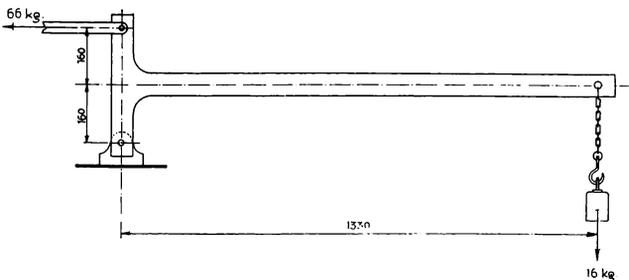


Fig. 209. Schéma du modèle, en tôle de 3,7 mm d'épaisseur, utilisé par l'Ingénieur J. Schroeder van der Kolk.

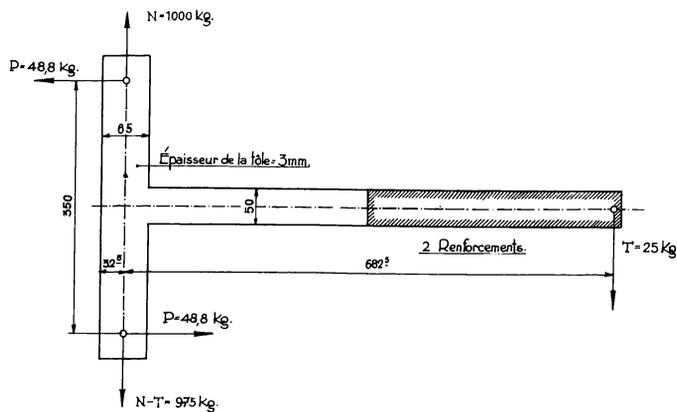


Fig. 210. Schéma du modèle sur lequel furent effectués les essais au Laboratoire d'Essais des Constructions du Génie Civil à Liège en 1929-1930.

les résultats obtenus sont peu explicites et incomplets, en dépit d'un travail expérimental important.

Les essais effectués au Laboratoire d'Essais des Constructions du Génie Civil à Liège en 1929-1930 répondent au schéma de la figure 210. La tôle a 3 mm d'épaisseur, la branche verticale 65 mm de hauteur, la branche horizontale 50 mm. Ces dimensions correspondent aux rigidités relatives des colonnes et traverses d'une charpente projetée à l'époque. La distance entre les points d'inflexion de la branche verticale et celle du nœud au point d'inflexion dans la branche horizontale sont dans un rapport inférieur à 1/2, plus voisin de la réalité. Cependant, ici encore le bras de levier horizontal a été exagéré de manière à produire au nœud un moment incident convenable sans force transversale trop grande. Ceci non dans le but de réduire l'effort tranchant, mais pour ménager la machine d'essai. Les modèles ont, en effet, été fixés dans les têtes d'amarrage d'une machine de traction Amsler de 10 tonnes et soumis à un effort longitudinal de 1.000 kg en même temps qu'au moment de flexion précité. L'effort longitudinal et le moment de flexion étaient dans un rapport défini, inspiré de l'étude de la charpente projetée et en rapport avec les dimensions du modèle.

Certaines objections faites à l'expérience de J. SCHROEDER VAN DER KOLK ne s'appliquent pas aux dispositions précitées. Un progrès important provient de la considération de l'effort longitudinal dans la branche verticale. On peut encore

critiquer l'absence d'effort normal dans la branche horizontale, mais son importance relative est faible. Un autre avantage réside dans l'essai comparatif de modèles de nœuds de divers types. Mais, sauf en ce qui concerne le nœud sans renforts, cet avantage est compensé par le fait que trois des quatre modèles sont dissymétriques, pour la raison qu'ils étaient destinés à une étude pour un projet particulier de charpente, ce qui diminue la généralité des résultats.

Les mesures effectuées, quoique ayant déjà exigé un très long travail, ont été assez restreintes. Entreprises dans un but pratique, les expériences ont été limitées à l'essentiel parce que le temps était mesuré. On a surtout déterminé avec soin les tensions sur les tranches, qui sont les tensions les plus fortes. On a également relevé les (E.δ) normales à quelques sections transversales, qui ont conduit à quelques-unes des conclusions les plus intéressantes. Des recherches effectuées longtemps après les nôtres se sont bornées à des mesures partielles de tensions sur les tranches (*). Cependant, nous avons toujours estimé que les mesures faites n'étaient qu'une introduction à une auscultation plus étendue, nécessaire pour avoir une idée satisfaisante du fonctionnement statique des nœuds. En 1929, il nous manquait non seulement le temps, mais aussi les moyens et les collaborateurs. Nous ne disposions guère que de tensomètres Huggenberger du type B, le moins perfectionné et le moins commode à manipuler en laboratoire. Nous ne disposions d'aucun appareil de tarage; il fallait se servir pour cette opération d'une barre tendue et d'un appareil à miroirs de Martens. La presse de 10 tonnes, sans dispositif de maintien automatique de la charge, exigeait deux opérateurs pour les essais, dont l'un maintenait la charge à la presse, l'autre effectuait les lectures des tensomètres. Enfin, la machine n'était disponible que peu de temps par jour.

En 1937-1938, un programme d'essais plus complet a pu être entrepris grâce aux circonstances favorables que voici.

Nous disposons dans nos nouveaux laboratoires du Val-Benoît d'une machine de traction de 20 tonnes, à maintien automatique de la charge, fréquemment disponible. Un opérateur suffit donc. Un atelier de mécanique a permis un montage très perfectionné par rapport à l'ancien. Nous disposons d'un nombre suffisant de tensomètres Huggenberger des types A, C, et FX, perfectionnés et commodes. Notre comparateur interférentiel pour le tarage des extensomètres (6) permet un tarage rapide et fréquent. Cet appareil a été construit par les spécialistes *Yvon et Jobin* de Pa-

ris, grâce à une subvention du Fonds National de la Recherche Scientifique. Enfin, la même institution nous a permis d'engager en 1937-1938 un collaborateur scientifique de grande valeur, M. Ch. MASSONNET, qui a effectué la majeure partie des mesures et du travail de calcul très important pour l'exploitation complète des résultats. En 1938-1939, une partie du travail a été effectuée par M. PIERARD, élève-ingénieur, sous la direction de M. Ch. MASSONNET, ensuite (modèle VI) par M. DEHAN.

II. But des essais et méthodes employées

Le but des essais est l'auscultation complète et l'examen comparatif de cinq modèles plans de nœuds symétriques à trois branches, plus l'auscultation partielle d'un sixième modèle.

L'étude élastique complète d'une pièce plane comporte la détermination du champ des tensions dans toute l'étendue de cette pièce, c'est-à-dire la détermination en chaque point de la direction et de la grandeur des tensions principales. Pratiquement, il suffit de rechercher ces éléments pour un nombre suffisant de points convenablement répartis à la surface de la pièce. On peut en déduire aisément les lignes isostatiques, les trajectoires des tensions tangentielles, les diagrammes des composantes normales des tensions dans diverses sections droites, etc., bref tous les éléments caractérisant la sollicitation de la pièce.

La méthode utilisée pour déterminer en un point les tensions principales en direction et en grandeur consiste à mesurer au moyen de tensomètres les déformations de la pièce au point considéré suivant trois directions : verticale, horizontale et oblique à 45°. La théorie de l'élasticité plane permet de déduire de ces trois mesures l'angle de la croix des tensions principales avec les axes coordonnés et la grandeur de ces tensions. En de nombreux points, on a effectué une quatrième mesure (surabondante) à titre de vérification.

Les tensomètres utilisés ont été des tensomètres Huggenberger à miroirs. On a utilisé 8 tensomètres type A (amplification 1.200) et 2 tensomètres type C (amplification 1.100) fonctionnant sur la base de 20 mm. On a employé également aux endroits de forte variation de tension 2 tensomètres type FX (amplification 2.000) fonctionnant sur la base de 10 mm.

Au sujet de l'emploi des tensomètres il y a deux remarques à faire : D'abord, un tensomètre placé suivant une direction A-B ne mesure pas la déformation élémentaire suivant cette direction, mais bien la composante normale de la dé-

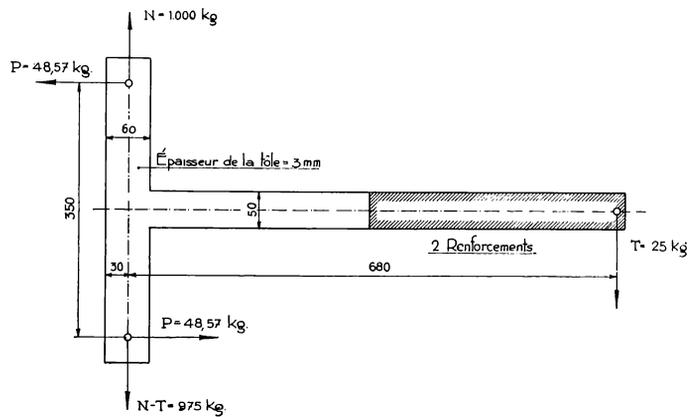


Fig. 211. Schéma du modèle utilisé dans les nouveaux essais.

formation élémentaire conjuguée à la facette perpendiculaire à la direction A-B.

Ensuite, les appareils ayant une base de mesure de longueur finie b (généralement 20 mm), la déformation mesurée est la déformation moyenne sur la longueur b et non la déformation réelle au point milieu de cette base. Il en résulte une erreur qui peut devenir importante aux endroits de forte variation des tensions. C'est pourquoi on a intérêt à utiliser à ces endroits des tensomètres à base de 10 mm.

III. Dispositif d'essais

A. Nœuds

Le schéma des modèles de nœuds utilisés est représenté à la figure 211. Les dimensions sont à peu de chose près celles de l'étude de 1929-1930; les efforts sont les mêmes. Les modèles ont été réalisés en acier doux ordinaire de 37-44 kg par mm^2 de résistance. Le module d'élasticité longitudinale E a été mesuré sur une éprouvette spéciale au moyen d'appareils à miroirs de Martens. Le coefficient de Poisson η a été déterminé au moyen de tensomètres Huggenberger. Les résultats ont été les suivants :

$$\begin{aligned} \text{Nœuds 1 et 2 } E &= 21.300 \text{ kg/mm}^2 & \eta &= 0,27 \\ \text{Nœuds 3, 4, 5 et 6 } E &= 21.900 \text{ kg/mm}^2 & \eta &= 0,30 \end{aligned}$$

B. Machines d'essais

Les modèles de nœuds définis ci-dessus ont été essayés dans une machine de traction Amsler de 20 tonnes (fig. 212). Cette machine est munie d'un dispositif spécial de maintien de la charge qui a

Fig. 212. Machine de traction Amsler de 20 tonnes utilisée pour les essais.

pour effet de stabiliser l'effort à la valeur que l'on désire. Ce dispositif a grandement facilité et accéléré les mises en charge des modèles.

C. Montage des nœuds dans la machine

L'effort de traction est appliqué aux branches verticales du nœud par deux broches passant dans des trous ménagés dans ces branches. Ces broches transmettent l'effort venant des têtes de la machine par l'intermédiaire de deux étriers munis de têtes sphériques (fig. 214). Ce montage permet :

- a) à l'effort de traction de se centrer exactement sur l'axe des branches verticales;
- b) au nœud de pivoter autour de l'axe vertical coïncidant avec l'axe de la machine de traction.

La branche horizontale du nœud passe dans un guidage formé de deux flasques. Ce guidage, qui empêche toute oscillation horizontale et tout flambement latéral de la branche en question, est fixé à la machine d'essais par deux tringles horizontales passant dans deux colliers boulonnés sur les colonnes de la machine (fig. 212 et 214). La longueur des tringles est réglable à volonté, de sorte que l'on peut orienter la branche horizontale du nœud dans toutes les positions. Cette liberté est nécessaire pour permettre le placement des tensomètres Huggenberger en tous les points du nœud, malgré l'obstacle formé par les colonnes de la machine d'essais.

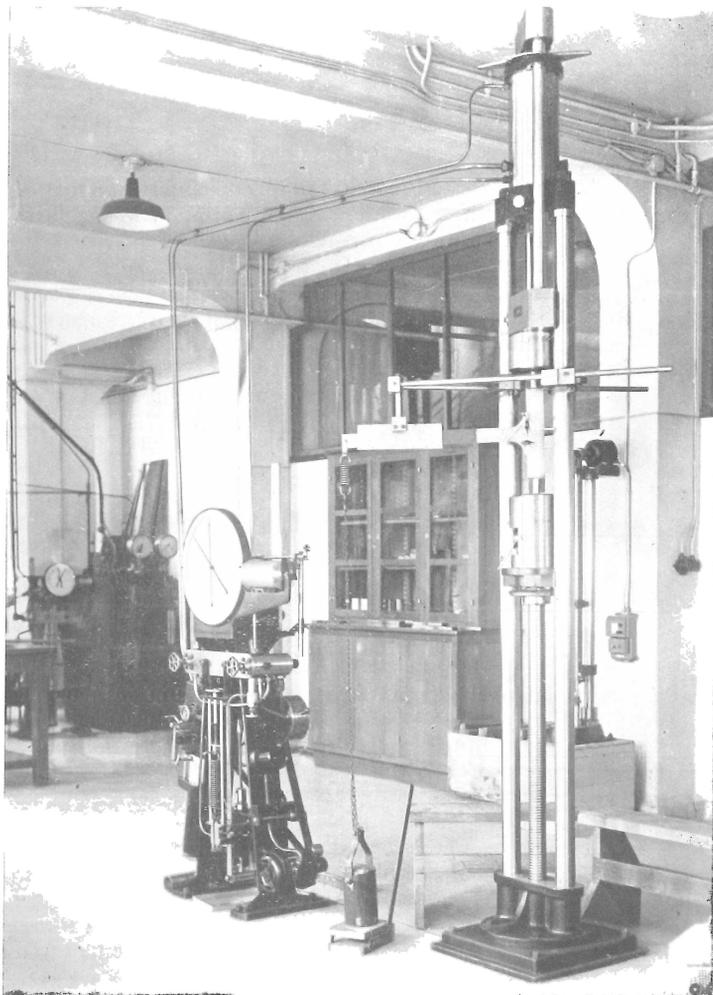
L'effort de flexion, dû à un poids de 25 kg, est appliqué à l'extrémité de la branche horizontale. La transmission de l'effort se fait par l'intermédiaire d'une chaîne et d'un ressort à boudin chargé d'assurer une mise en charge progressive.

IV. Mesures

A. Sollicitations étudiées

L'étude complète d'un nœud demande la recherche des états élastiques qui s'y produisent lorsque ce nœud est sollicité par *traction simple*, par *flexion simple* et par *flexion composée avec traction*.

Les mesures ont été faites pour les cas de traction simple et de flexion composée. On a admis, en vertu du principe de superposition des effets, que l'on pouvait en déduire la sollicitation de flexion simple par simple soustraction, en supposant que le modèle soit resté parfaitement élastique dans toutes ses parties au cours de l'expérience.



B. Exécution des mesures. Nombre de lectures et mises en charge

En moyenne, chaque point intérieur d'un nœud a exigé 4 mesures de déformation et chaque point de la tranche 1 mesure. On trouve ainsi par nœud un nombre moyen de 230 mesures.

En vue de stabiliser les indications des tensomètres, on a toujours procédé à trois mises en charge préliminaires. D'autre part, pour éliminer les erreurs dues à la flexion transversale du nœud, il a été nécessaire de disposer chaque fois deux tensomètres symétriquement et de faire la moyenne de leurs indications. Chaque mesure a donc nécessité 6 lectures : une à vide, une en traction simple et une en flexion avec traction, et ceci sur les deux faces du modèle. Pour plus de précision, chaque mesure a été faite trois fois, et on a pris la moyenne arithmétique des résultats obtenus. Chaque mesure a donc exigé $3 \times 6 = 18$ lectures.

Le nombre total de lectures par nœud a donc été d'environ : $3 \times 6 \times 230 = 4.140$ lectures.

En moyenne, on a pu placer simultanément

3 tensomètres sur chaque face du modèle, c'est-à-dire qu'on a pu effectuer trois mesures de déformation à la fois. Le nombre de groupes de trois mesures par nœud a donc été d'environ $\frac{230}{3}$. Pour chaque groupe de mesures, on a effectué 3 mises en charge préliminaires et 3 mises en charge proprement dites. Le nombre total de mises en charge par nœud a donc été d'environ $\frac{230}{3} \times 6 = 460$.

Le nœud n° 5 a nécessité environ 40 mesures, soit 80 mises en charge. Le nombre de lectures effectuées a été d'environ : $3 \times 4 \times 40 = 480$ lectures.

L'ensemble des essais sur les 6 modèles de nœuds a donc nécessité au total :

$$\begin{aligned} 5 \times 230 + 40 &= 1.190 \text{ mesures.} \\ 5 \times 4.140 + 480 &= 21.180 \text{ lectures.} \\ 5 \times 460 + 80 &= 2.380 \text{ mises en charge de la machine.} \end{aligned}$$

V. Exploitation des mesures

Au lieu d'utiliser les équations de l'élasticité plane, on a employé un procédé graphique basé sur la théorie du diagramme du cercle (7).

On trouvera ci-dessous l'exposé sans démonstration de la suite des opérations à effectuer pour déduire des 3 mesures de déformation faites en un point la direction et la grandeur des tensions principales en ce point.

Préliminaires

Appelons δ_v , δ_h , δ_l et δ_m les composantes normales des déformations conjuguées aux facettes horizontale, verticale et obliques à 45° dans les deux sens. Ces composantes s'obtiennent en disposant le tensomètre respectivement verticalement, horizontalement, oblique vers le haut et la droite, oblique vers le haut et la gauche. Constata-tions d'abord que les quantités δ_v , δ_h , δ_l et δ_m doivent satisfaire à la relation algébrique :

$$\delta_v + \delta_h = \delta_l + \delta_m \quad (1)$$

Comme il n'en est généralement pas ainsi à cause des erreurs d'expérience et du fait que la base du tensomètre a une longueur finie, on compense la différence des deux membres de la relation (1) ci-dessus en la répartissant par parties égales entre les 4 δ .

Tracé du diagramme du cercle (fig. 213)

a) On trace une droite horizontale;

b) D'un point quelconque C de cette droite, on décrit une circonférence dont le rayon vaut

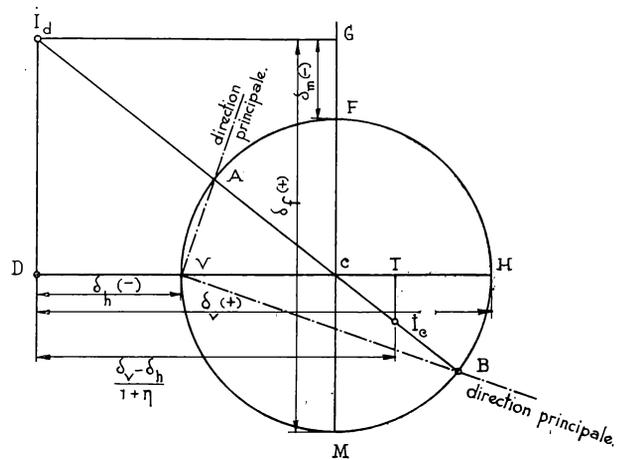


Fig. 213. Tracé du diagramme du cercle.

$\frac{\delta_v + \delta_h}{2}$ à une échelle déterminée (échelle des déformations);

c) Cette circonférence coupe la droite horizontale aux points V et H; on porte à l'échelle choisie δ_h à partir de V et δ_v à partir de H, en considérant les extensions comme positives et en les portant vers l'intérieur du cercle;

d) Les deux segments ainsi construits ont même extrémité D;

e) Soient F et M les points de rencontre du cercle avec le diamètre vertical indéfini. On porte δ_l à partir de M et δ_m à partir de F, en suivant la même convention de signe que ci-dessus en c). On détermine ainsi un point G;

f) On mène par les points D et G la verticale et l'horizontale respectivement. Ces deux droites se coupent au point I_d , qui est le centre d'involution des déformations;

g) Joignons $I_d C$ et prolongeons cette droite jusqu'au cercle; elle coupe le cercle aux points A et B. Les directions VA et VB sont les directions principales au point O du corps plan étudié. Les segments $I_d A$ et $I_d B$ représentent, à l'échelle choisie pour les déformations, les déformations principales suivant les directions VB et VA respectivement;

h) Pour obtenir la grandeur des tensions principales, on porte sur le diamètre horizontal, à partir du point D, la longueur $\frac{\delta_v - \delta_h}{1 + \eta}$ où η est le coefficient de Poisson du métal; on détermine ainsi un point T. On trace la verticale de T; elle coupe la droite $I_d C$ en un point que nous notons I_c . Ce point est le centre d'involution des tensions, plus exactement son symétrique par rapport au centre du cercle. Les tensions principales dirigées

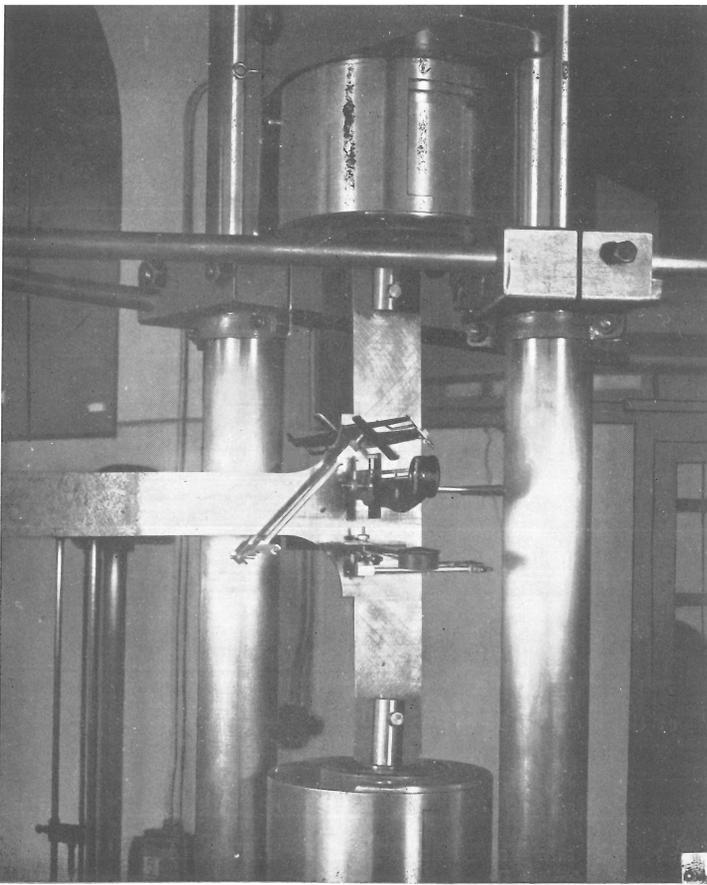


Fig. 214. Détails de montage d'un modèle au moyen de broches et disposition des appareils de mesure.

suivant VA et VB sont représentées respectivement par les segments adjacents I_cA et I_cB à l'échelle

$$1 \text{ mm} = \frac{1}{\varepsilon b} \frac{E}{(1 - \eta)} \text{ kg/mm}^2,$$

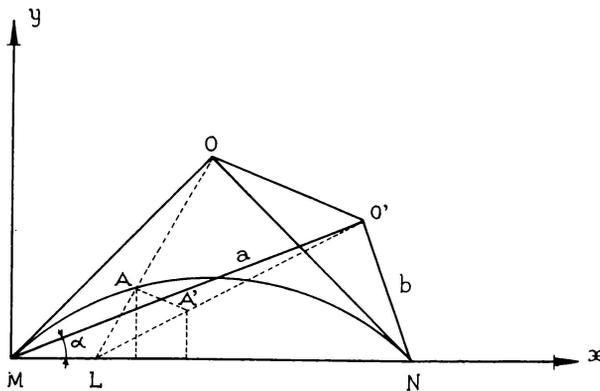


Fig. 215. Tracé de la sinusoïde déformée.

E étant le module d'élasticité en kg par mm^2 , b la longueur de la base de mesure du tensomètre, exprimée en mm , ε l'échelle des déformations (exemple, si un micron est représenté par 10 mm , $\varepsilon = 10.000$);

i) Le segment VT représente, à l'échelle des tensions définie ci-dessus, la composante normale (verticale) de la tension sur une facette horizontale. De même, le segment TH représente la composante normale (horizontale) de la tension sur une facette verticale.

V. Modèles de nœuds étudiés

Tous les modèles de nœuds sont symétriques par rapport à l'axe de la branche horizontale et représentent des nœuds à trois branches d'une membrure inférieure droite tendue de poutre Viereendeel. Le modèle n° 1 reproduit un nœud sans renfort. Il a été obtenu par une légère modification du modèle n° 1 des premiers essais (¹). Le modèle n° 2 représente un nœud à deux goussets triangulaires rectangles isocèles. Il ont 4 cm de côté; la surface de chaque gousset est de 8 cm^2 . Ce modèle a été réalisé par transformation d'un modèle existant.

Le modèle n° 3 a des goussets symétriques par rapport à la bissectrice et de profil sinusoïdal osculateur aux deux branches droites, de 7 cm de longueur suivant chaque côté. La surface de chaque gousset est de $4,65 \text{ cm}^2$; celle du gousset circulaire de même empattement est $10,5 \text{ cm}^2$ (7 cm de rayon).

Le profil n° 4 a des goussets dissymétriques par rapport à la bissectrice. Le profil est une sinusoïde déformée et allongée, osculatrice aux deux branches droites. Ses longueurs sont respectivement 10 cm suivant la branche horizontale et 5 cm suivant la branche verticale. La surface du gousset est de $4,75 \text{ cm}^2$. Celle du gousset elliptique ayant les mêmes dimensions suivant les deux branches est de $10,73 \text{ cm}^2$.

La construction de la sinusoïde déformée est aisée. Les deux côtés a et b du triangle rectangle formé par les tangentes extrêmes au profil étant donnés, traçons ce triangle $M O' N$ (fig. 215). Sur l'hypothénuse (corde de la courbe), traçons une demi-corde de sinusoïde dont les tangentes aux points d'inflexion M et N sont orthogonales. Soit O le point de rencontre de ces tangentes. Pour obtenir à partir d'un point A de cette sinusoïde un point A' de la courbe cherchée, il suffit de tracer OA , de déterminer son intersection L avec MN , de tracer LO' et de mener par A une parallèle à OO' . Elle coupe LO' au point A' cherché.

L'équation de cette courbe, dans le système

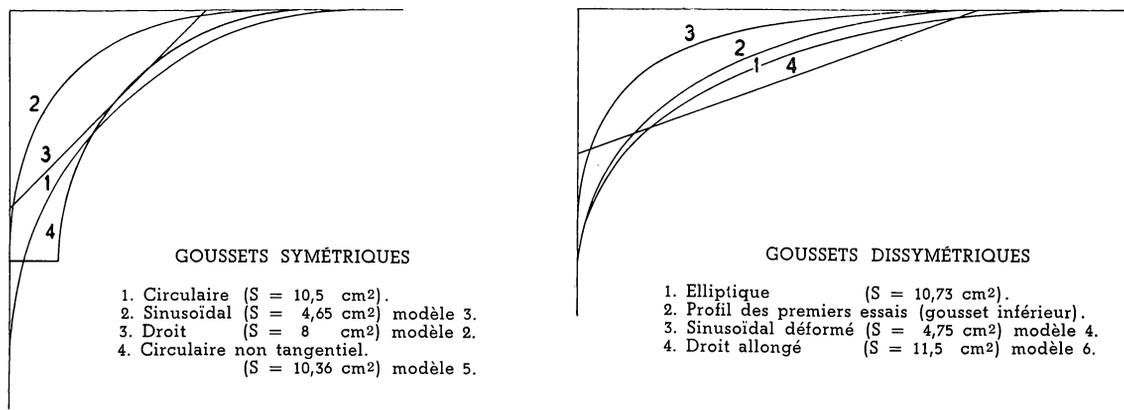


Fig. 216. Formes des goussets des nœuds. Plans.

d'axes yMx , est, en désignant par l la longueur de la corde :

$$x = ky + \frac{l}{\pi} \arcsin \frac{\pi y}{lm}$$

avec $m = \sin 2\alpha = \frac{2ab}{a^2 + b^2}$

et $k = \frac{1}{\operatorname{tg} 2\alpha} = \frac{a^2 - b^2}{2ab}$

(l'équation de la sinusoïde de départ $x = \frac{l}{\pi} \arcsin \frac{\pi y}{l}$).

Les modèles nos 3 et 4 ont été réalisés dans de nouvelles tôles. Leurs épaisseurs exactes sont de 2,97 et 2,91 mm. En tout cas, il a été tenu compte des épaisseurs exactes pour les calculs des tensions. La figure 216 montre la comparaison de divers profils dessinés à la même échelle, d'une part des goussets symétriques sinusoïdal et circulaire, d'autre part un gousset sinusoïdal déformé et un gousset elliptique. On a comparé aussi à ces derniers et à la même échelle le profil du gousset inférieur du modèle IV des essais de 1929-1930. On remarque que ce profil est légèrement à l'intérieur du profil elliptique, mais en est très voisin. En fait, il s'agit, ainsi qu'il a été dit ailleurs [(1) et (2)], d'un profil en hyperbole équilatère à asymptotes parallèles aux deux branches. Cette hyperbole a été disposée par rapport aux deux branches de manière à obtenir un renforcement sur une longueur suffisante de la traverse (branche horizontale) sans empattement excessif sur la colonne (montant vertical). Elle n'est donc ni osculatrice ni même tangente aux deux branches, mais l'angle d'incidence est en réalité insignifiant.

Dans la suite, nous avons appliqué à diverses charpentes des goussets elliptiques [voir également (1) et (2)]. L'opportunité de ces formes hyperboliques et elliptiques a été confirmée par des essais dynamiques nombreux effectués en Allemagne (8) sur des modèles de nœuds réels à trois dimensions. Pratiquement, elles peuvent

être considérées comme identiques, ainsi qu'il résulte de la figure 216.

Ayant poursuivi nos études à la suite de notre communication au deuxième Congrès International des Ponts et Charpentes à Berlin en 1936 (2), nous avons dès cette époque envisagé qu'il serait plus avantageux encore d'adopter comme profils des nœuds des sinusoïdes osculatrices, de préférence allongées, déformées par rapport à la sinusoïde de la même manière que l'ellipse est obtenue par déformation à partir du cercle. De telle sorte que le profil du modèle n° 4 peut être considéré comme l'aboutissement des principes maintes fois exprimés dans nos publications antérieures [(1) et (2) et autres]:

1° qu'il faut réduire l'importance des nœuds par rapport aux grands goussets circulaires usuels des poutres Vierendeel;

2° qu'il faut que les goussets courbes aient une courbure variable, variant en sens inverse du moment fléchissant, ce qui conduit à avoir un gousset plus long selon la branche horizontale (montant ou traverse), que selon la branche verticale (membrane ou colonne).

Le modèle n° 4 satisfait à ces deux conditions d'une manière complète. Sa surface est très réduite et le maximum de courbure se produit très près des branches ayant le plus faible moment fléchissant, ce qui diminue les tensions maxima du nœud. D'autre part, ce profil est non seulement tangent mais osculateur et réalise une continuité parfaite de courbure qui atténue toutes les perturbations et s'adapte très bien aux trajectoires des tensions.

Pour le cas où la symétrie serait jugée nécessaire, encore que cela ne paraisse jamais indispensable, le gousset sinusoïdal symétrique, modèle n° 3, possède les mêmes avantages que le précédent en ce qui concerne l'étendue et la continuité de courbure, mais sa forme et la variation de courbure sont moins favorables. Le maximum de courbure a lieu sur la bissectrice, aussi près

de la branche qui subit le moment fléchissant le plus grand que de l'autre.

Le modèle n° 6 représente un nœud à deux goussets triangulaires rectangles allongés. Les côtés mesurent respectivement 8 cm selon la branche horizontale et 2,875 cm selon la branche verticale. La surface de chaque gousset est de 11,5 cm².

VII. Représentation et comparaison des résultats

Pour chaque point ausculté, le cercle des déformations et des tensions a été tracé, ce qui a défini complètement l'état de tension en chaque point pour chacun des trois cas de sollicitation. Ce travail fait l'objet d'un véritable dossier. Il nous a paru utile de donner de ces résultats laborieusement acquis une représentation assez complète. La portée des nouveaux essais est hors de comparaison avec les précédents, rappelés dans l'introduction, et rejoint celle des recherches les plus complètes effectuées sur les angles de cadres à deux branches (9).

Pour chacun des modèles 1, 2, 3, 4 et 6, six planches ont été dressées (fig. 219 à 248), représentant pour la *traction simple*, pour la *flexion simple* et pour la *flexion avec traction* respectivement le réseau des lignes isostatiques les directions principales et la grandeur des tensions principales d'une part (fig 219 à 223, 229 à 233, 239 à 243), d'autre part les diagrammes des tensions sur les bords et les composantes normales des tensions dans toute une série de sections (fig. 224 à 228, 234 à 238, 244 à 248). Les diagrammes des tensions tangentielle n'ont pas été tracés pour éviter une surcharge des planches. Il est facile d'apprécier en chaque point ausculté la valeur de la tension tangentielle maximum par la demi-différence des tensions principales. En général, elles sont très modérées dans l'intérieur des nœuds et les valeurs maxima sont atteintes sur les bords, comme pour les tensions normales.

Les tensions d'extension sont considérées comme positives. Les trajectoires des tensions principales maxima sont dites *lignes isostatiques de première espèce*; celles qui leur sont orthogonales sont dites de *deuxième espèce*. Pour compléter la représentation, on a dessiné sur deux planches spéciales les isostatiques théoriques correspondant au calcul élémentaire de la flexion simple (fig. 217) ou combinée avec la traction (fig. 218) dans les branches droites indéfinies. Du point de vue de l'élasticité plane, les représentations effectuées sont très suggestives et résolvent le problème que nous nous sommes proposé avec une précision expérimentale satisfai-

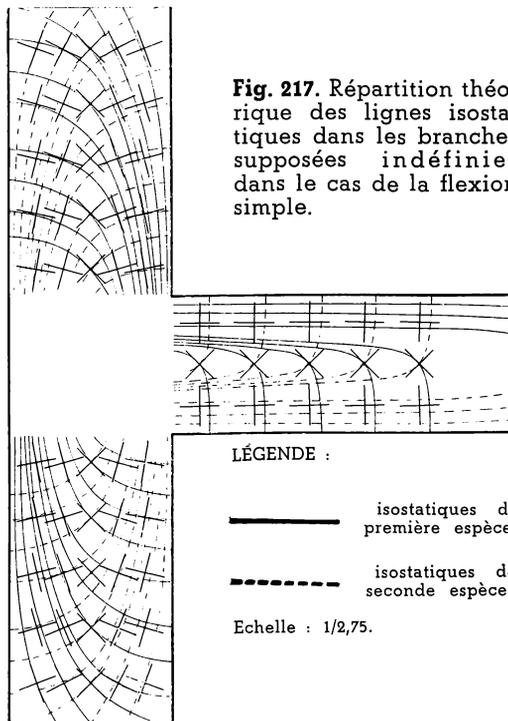


Fig. 217. Répartition théorique des lignes isostatiques dans les branches supposées indéfinies dans le cas de la flexion simple.

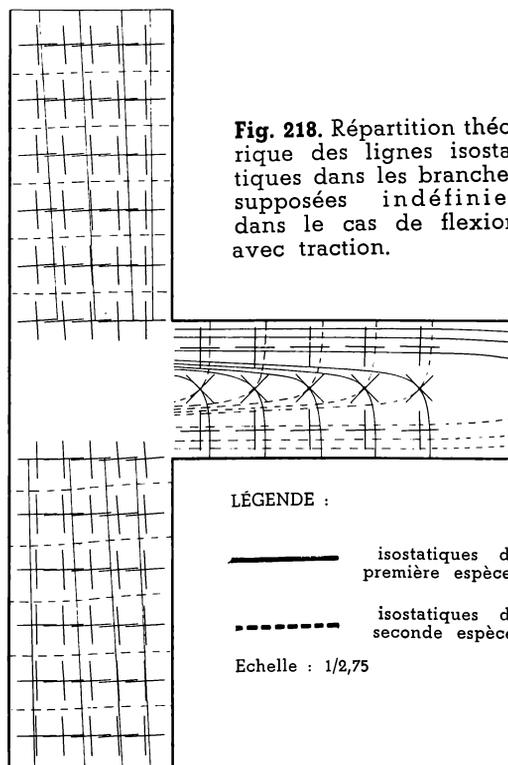


Fig. 218. Répartition théorique des lignes isostatiques dans les branches supposées indéfinies dans le cas de flexion avec traction.

sante. C'est de la même méthode que M. Th. Wyss (*) s'est servi. Les résultats des nouveaux essais sont plus certains que ceux de 1929-1930. Un avantage de la méthode réside dans l'inaltérabilité du modèle, qui permet de procéder à des contrôles pour les points qui éveillent des doutes à la suite des calculs. De nombreuses vérifications de ce genre ont été faites.

Grâce à la représentation développée des résultats obtenus, les planches donnent une image détaillée des états élastiques considérés. Nous jugeons superflu de commenter chaque planche. Nous nous bornerons à une comparaison des résultats.

A. Traction simple (fig. 219 à 228, pp. 134 et 135)

La sollicitation est entièrement symétrique par rapport à l'axe du modèle. Néanmoins, tous les points ont été auscultés et on a adopté des valeurs moyennes pour les points symétriques. A distance suffisante du nœud et des points d'application de l'effort, la tension est uniformément répartie dans la branche verticale. Une légère perturbation se manifeste au fur et à mesure que l'on se rapproche du nœud à partir d'une distance de l'axe horizontal qui est la plus grande pour le modèle 2, la plus petite pour le modèle 1 et intermédiaire pour les modèles 3, 4 et 6.

Dans l'étendue même du nœud se manifeste le phénomène d'excentricité de la résultante, qui altère l'uniformité de la répartition des tensions normales appliquées aux sections transversales horizontales. L'altération est minimum dans le modèle 1, maximum dans les modèles 2 et 6, moyenne et à peu près équivalente dans les modèles 3 et 4. Le phénomène est généralement le plus accusé sur l'axe horizontal. Le modèle 2 montre qu'il y a même changement de sens des tensions normales appliquées à la section axiale, à l'intérieur de la branche horizontale, lorsqu'on s'éloigne du nœud. Le diagramme d'extension sur l'axe sort nettement des limites de la branche verticale et pénètre dans le gousset, au maximum pour les modèles 2 et 6, de manière moyenne et équivalente pour les modèles 3 et 4 et au minimum pour le modèle 1. Ce diagramme est triangulaire pour le modèle 2, à courbure convexe pour les modèles 3 et 4, à double courbure pour le modèle 6, et d'allure assez uniforme sur une grande partie de la largeur de la branche verticale pour le nœud 1.

Il résulte de l'excentricité de la résultante dans la région du nœud un épanouissement des isostatiques de première espèce, maximum pour les nœuds 2 et 6, moyen pour les nœuds 3 et 4, minimum pour le nœud 1. La tension sur le

bord rectiligne continu de la branche verticale est majorée. Les coefficients de majoration sont les suivants :

$$\begin{aligned} \text{nœud 1} - \frac{5,90}{5,59} &= 1,055; \text{nœud 2} - \frac{7,36}{5,66} = 1,30; \\ \text{nœud 3} - \frac{6,80}{5,58} &= 1,215; \text{nœud 4} - \frac{7,25}{5,71} = 1,265; \\ \text{nœud 6} - \frac{6,25}{5,66} &= 1,10. \end{aligned}$$

Remarque : Les variations des tensions calculées proviennent des petites variations d'épaisseur des modèles.

On remarque sur les modèles 2, 3 et 4 qu'il existe un point singulier sur les bords des goussets et qu'il existe de légères tensions de compression parallèlement au bord aux extrémités du nœud voisines de la branche horizontale. Ces remarques ont déjà été faites par nous (1). Ces compressions sont les plus fortes au nœud 1, où les points singuliers sont au voisinage des angles vifs de raccord des bords rectilignes des deux branches. Ces points doivent nécessairement donner lieu à une concentration de tensions que l'auscultation effectuée est impropre à déceler et qui est très localisée. En ces points, par suite des tensions principales de signes contraires, les tensions tangentielles atteignent également le maximum. Sur le modèle 6, on constate l'existence de deux points singuliers sur chaque hypothénuse, dont un assez voisin de l'angle peu obtus de l'enracinement à la membrure. Les modèles 1 et 2 montrent que les tensions dépassent les valeurs données par le calcul sur les bords des branches verticales au voisinage des raccords aux nœuds, ce qui doit résulter des discontinuités angulaires. L'effet sur le nœud 2 est assez marqué. Sur le nœud 1, il doit l'être plus que ne le marque le dessin, à cause de l'imperfection de l'auscultation au voisinage de l'angle.

B. Flexion simple (fig. 229 à 238, pp. 136 et 137)

S'il s'agissait de flexion pure produite par un couple, la sollicitation serait antisymétrique. L'existence d'un effort tranchant en flexion simple n'altérerait pas cette antisymétrie, si l'application de la force extérieure de 25 kg et des réactions verticales aux deux articulations de la branche verticale était réalisée de manière antisymétrique. C'est ce qu'admet la théorie élémentaire de la résistance des matériaux, dont les isostatiques théoriques de flexion simple sont représentées sur une planche spéciale (fig. 217) et sont antisymétriques.

Dans la réalisation de l'essai, le dispositif d'application de la charge altérerait nécessairement

Fig. 224. Modèle 1.

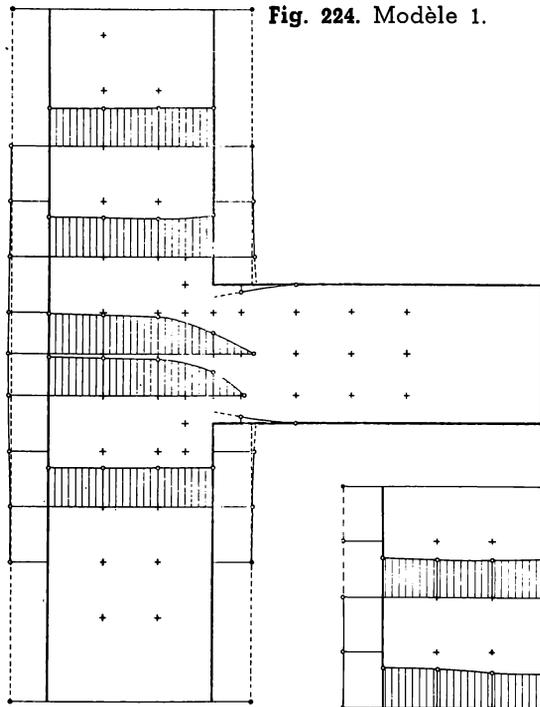


Fig. 225. Modèle 2.

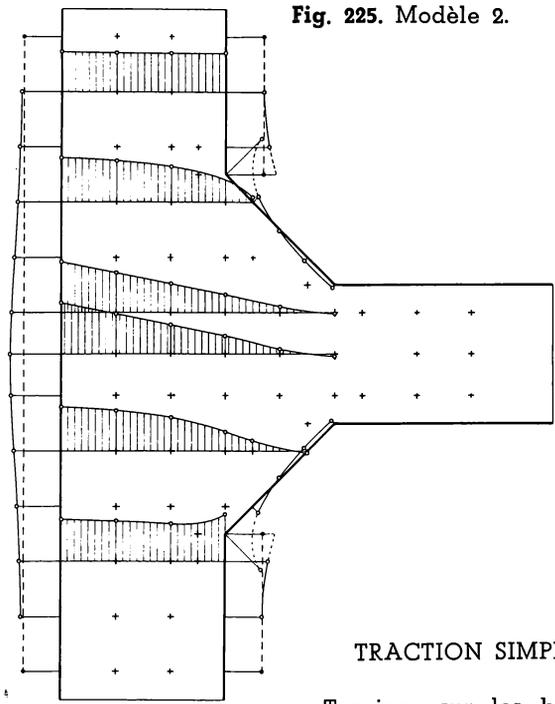
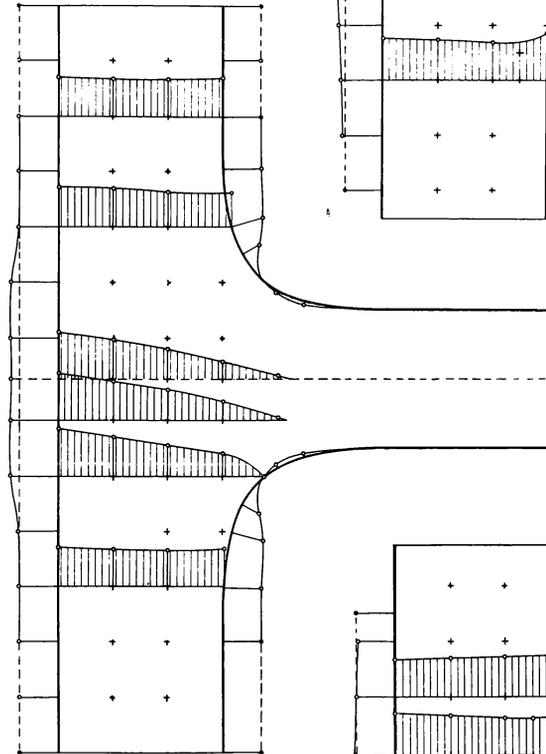


Fig. 226. Modèle 3.



TRACTION SIMPLE

Tensions sur les bords.
Composantes normales
des tensions.

LÉGENDE :

—○— Point mesuré.

---●--- Point calculé.

Echelles :

Longueurs : 1/2,75.

Tensions :
1 cm = 11 kg/mm².

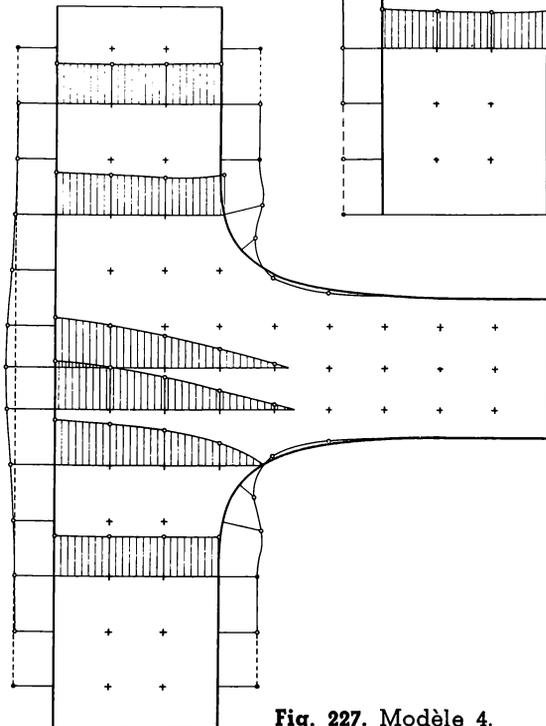


Fig. 227. Modèle 4.

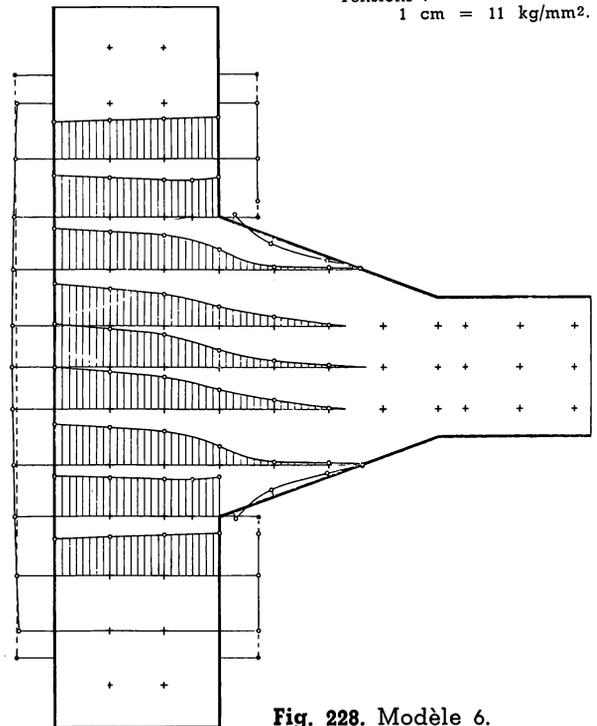


Fig. 228. Modèle 6.

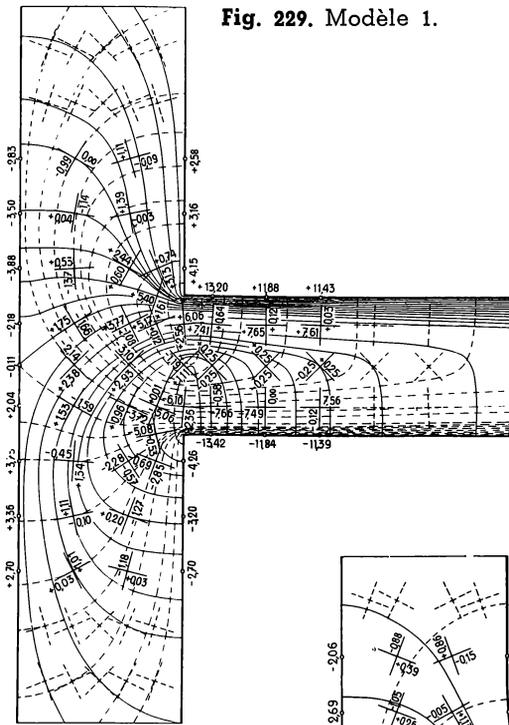


Fig. 229. Modèle 1.

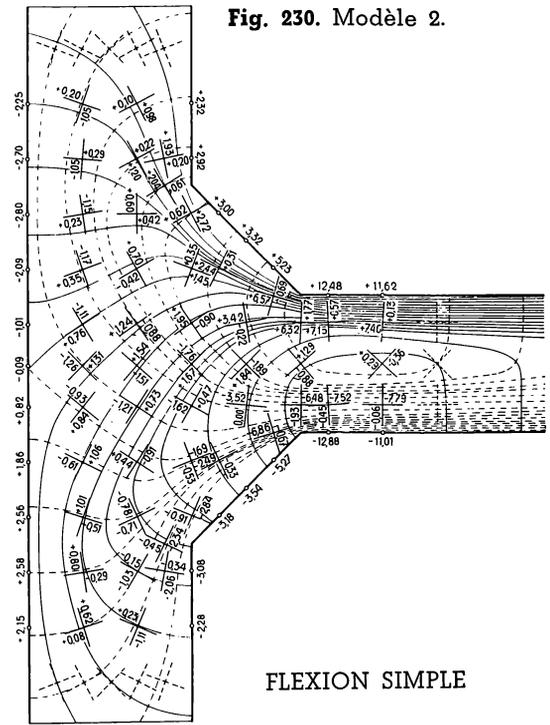


Fig. 230. Modèle 2.

FLEXION SIMPLE

Lignes isostatiques.
Tensions principales.

LÉGENDE :

----- isostatiques de première espèce

———— isostatiques de seconde espèce.

+ Direction principale mesurée.

+ Direction principale calculée.

Echelle : 1/2,75.

Fig. 231. Modèle 3.

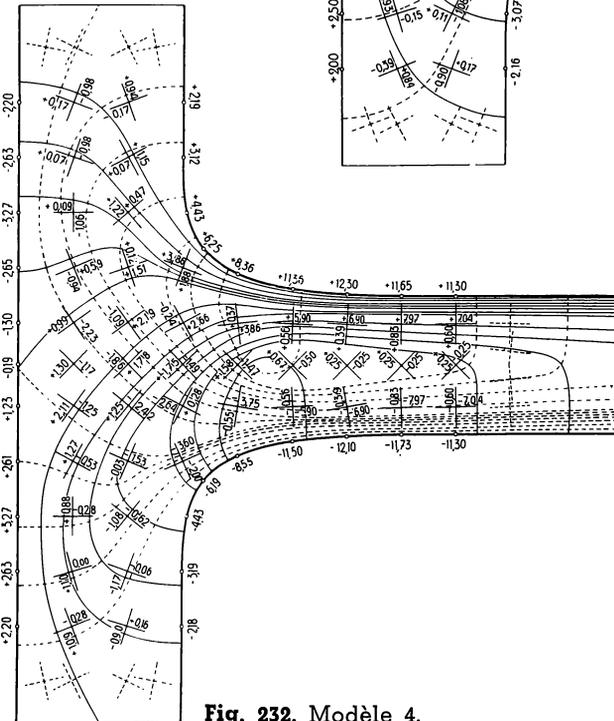
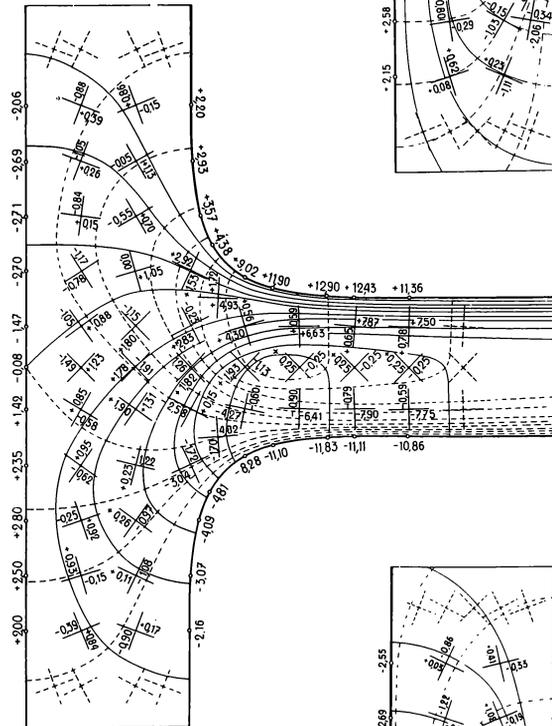


Fig. 232. Modèle 4.

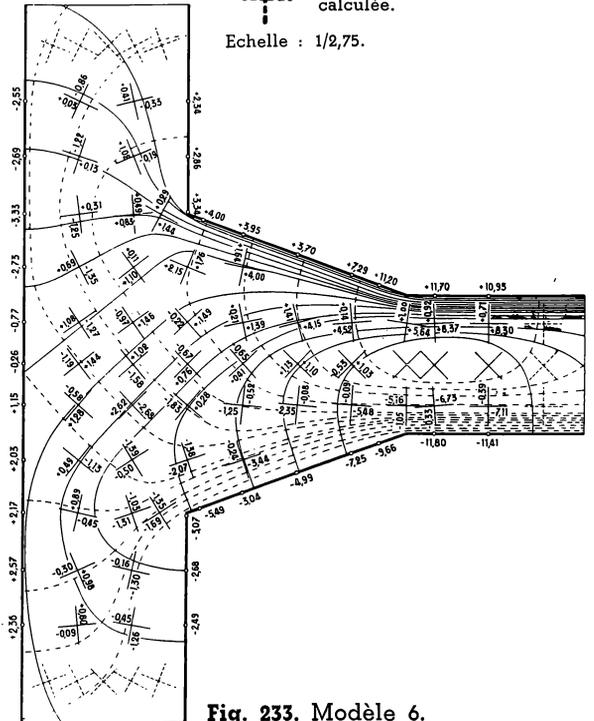


Fig. 233. Modèle 6.

Fig. 234. Modèle 1.

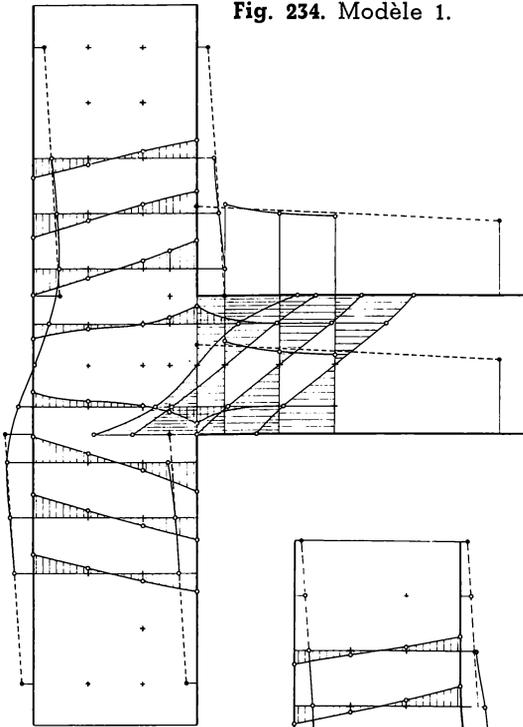
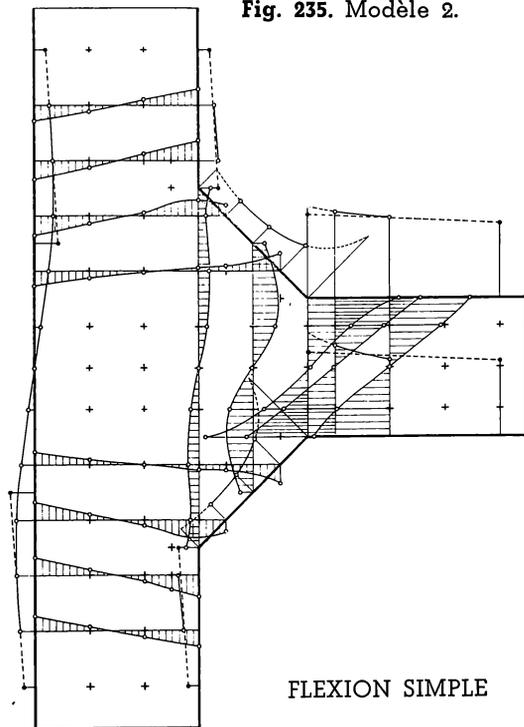


Fig. 235. Modèle 2.



FLEXION SIMPLE

Tensions sur les bords.
Composantes normales
des tensions.

LÉGENDE :

—○— Point mesuré.

---●--- Point calculé.

Echelles :

Longueurs : 1/2,75.

Tensions :
1 cm = 11 kg/mm².

Fig. 236. Modèle 3.

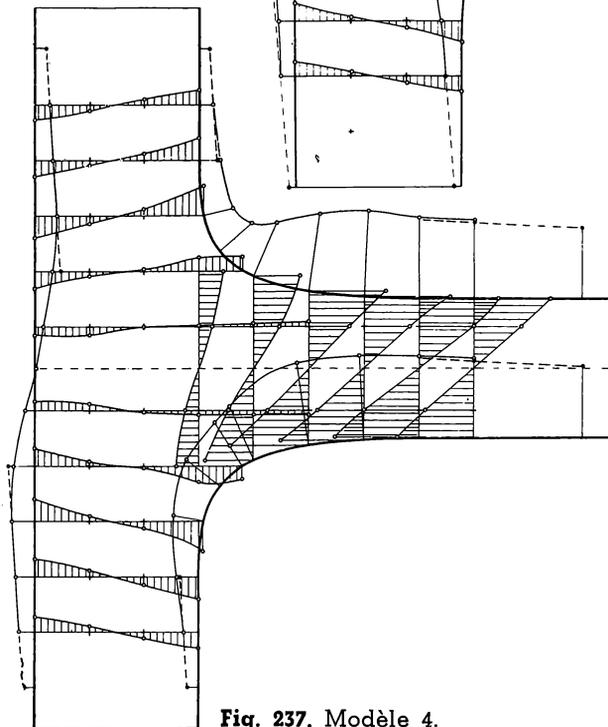
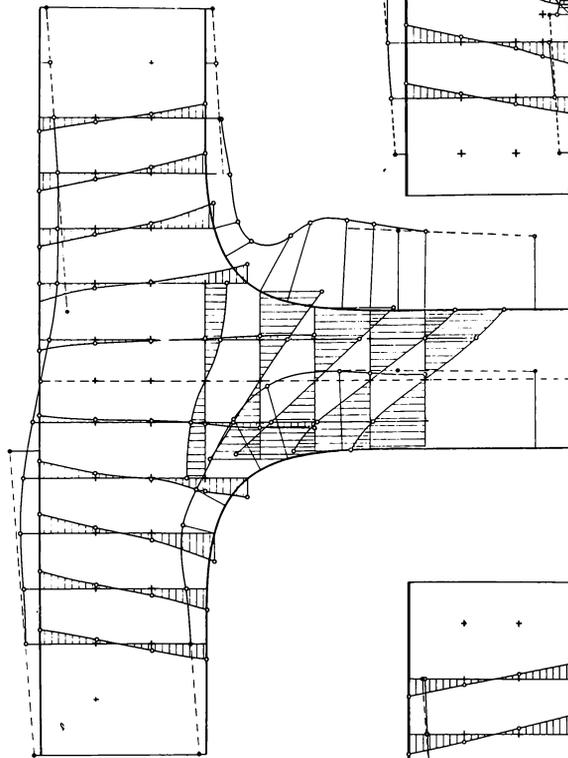


Fig. 237. Modèle 4.

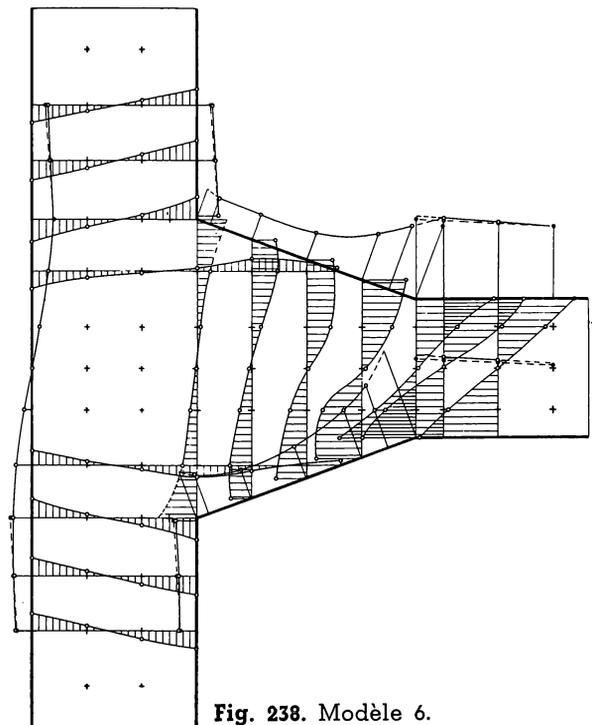


Fig. 238. Modèle 6.

Fig. 239. Modèle 1.

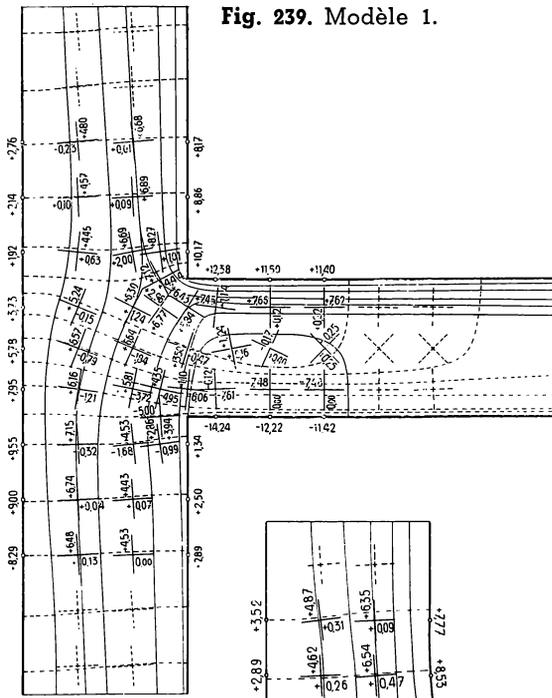
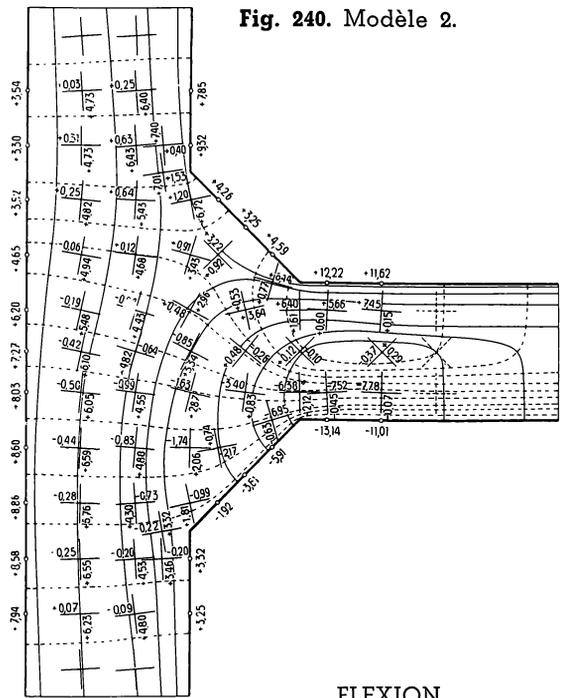


Fig. 240. Modèle 2.



FLEXION
AVEC TRACTION

Lignes isostatiques.
Tensions principales.

LÉGENDE :

- isostatiques de première espèce.
- - - isostatiques de seconde espèce.

+ Direction principale mesurée.

⊕ Direction principale calculée.

Echelle : 1/2,75.

Fig. 241. Modèle 3.

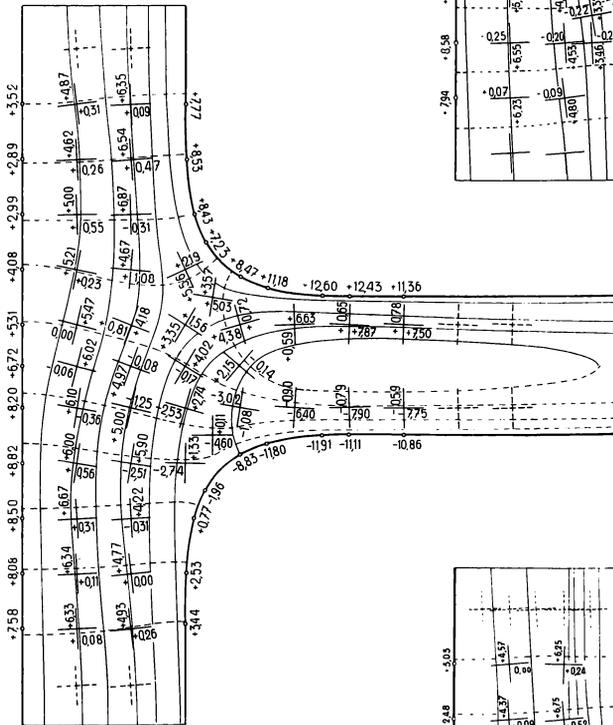


Fig. 242. Modèle 4.

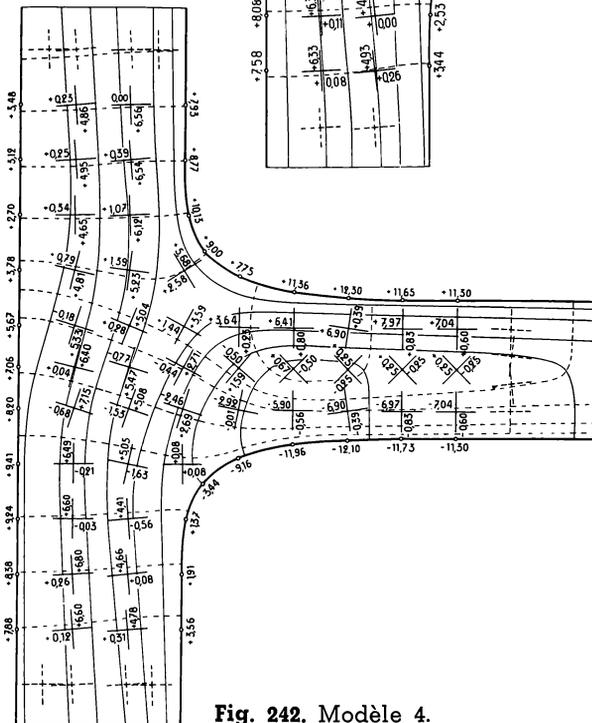


Fig. 243. Modèle 6.

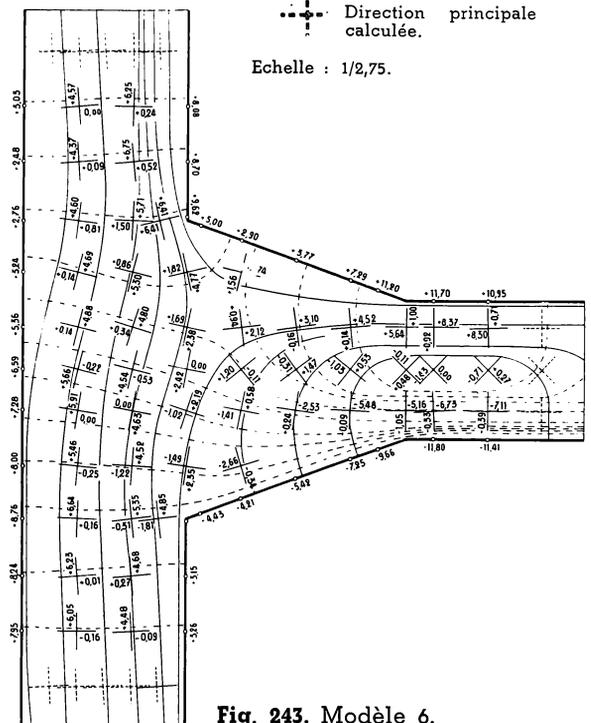


Fig. 244. Modèle 1.

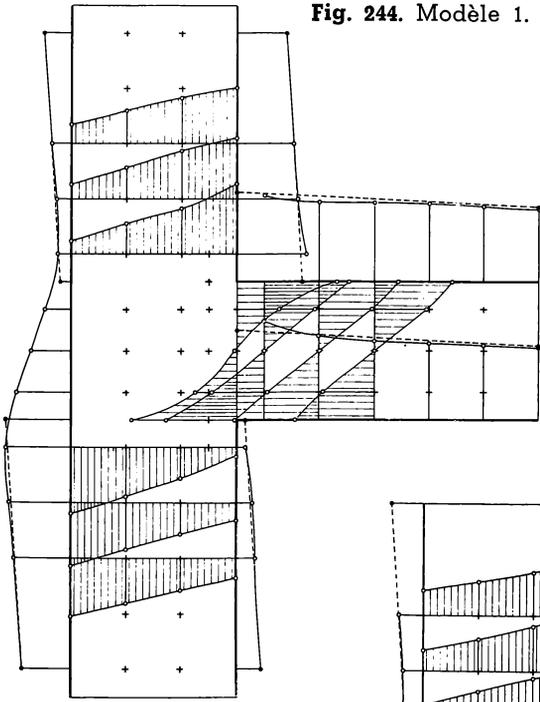


Fig. 245. Modèle 2.

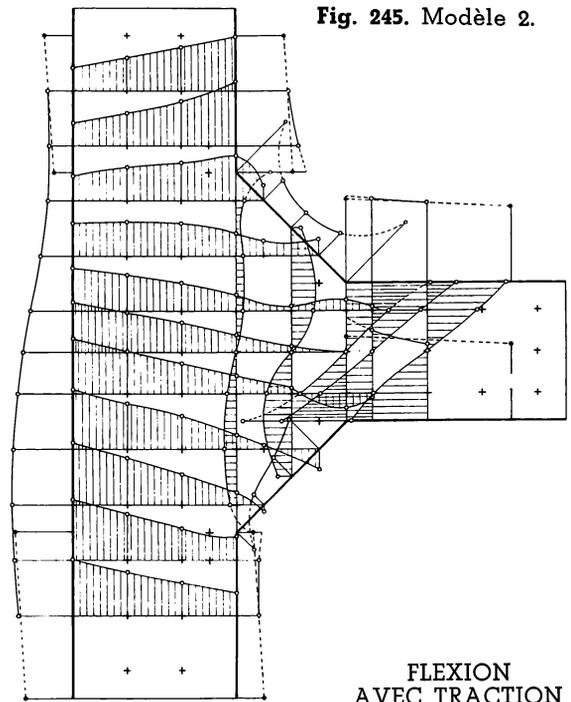
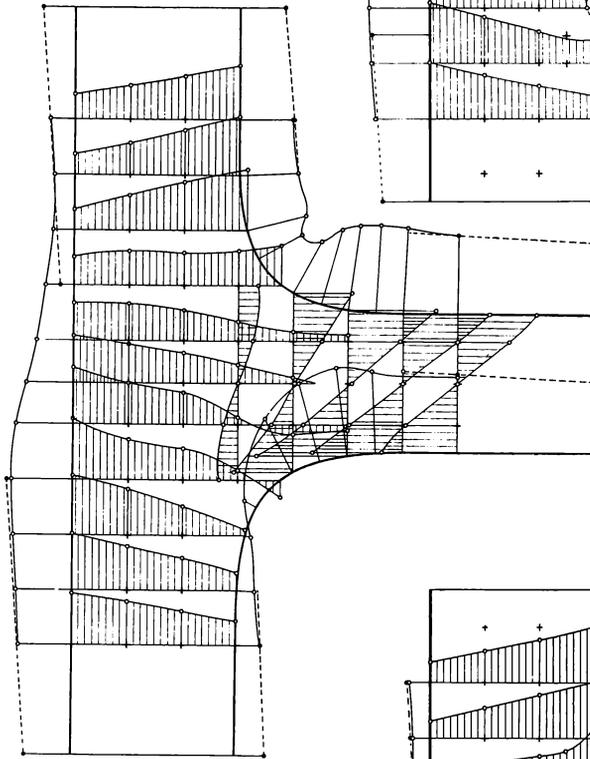


Fig. 246. Modèle 3.



FLEXION
AVEC TRACTION

Tensions sur les bords.
Composantes normales
des tensions.

LÉGENDE :

Point mesuré.

Point calculé.

Echelles :

Longueurs : 1/2,75.

Tensions :
1 cm = 11 kg/mm².

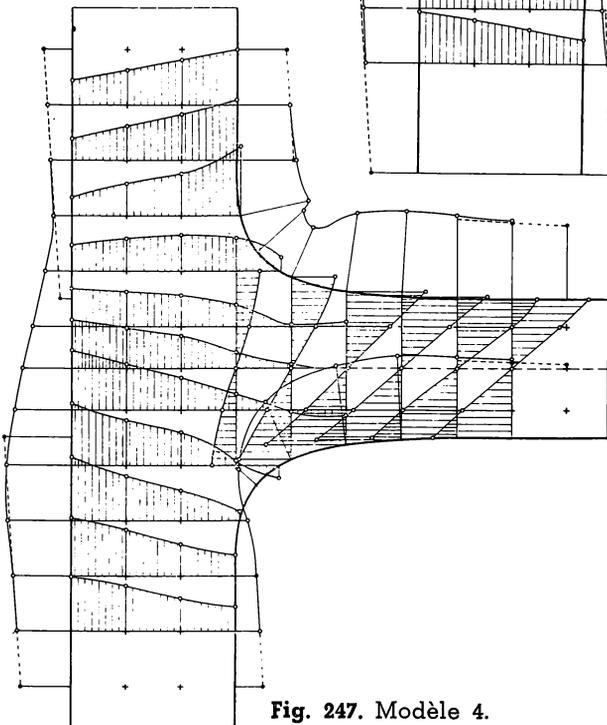


Fig. 247. Modèle 4.

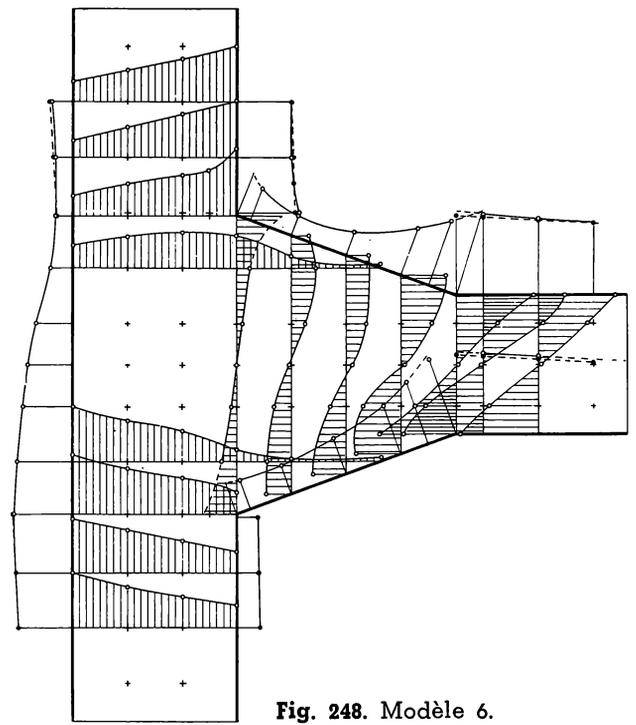


Fig. 248. Modèle 6.

l'antisymétrie en agissant sur le bord inférieur de l'œillet. En outre, la réaction verticale était reportée sur l'appui inférieur de la branche verticale entraînant une compression de 25 kg dans la moitié inférieure de cette branche. C'est une imperfection du dispositif d'essai; son importance relative est très faible et certes pas supérieure aux effets des défauts des modèles et des erreurs de mesure. Cependant, elle nous a conduit à représenter les résultats relatifs au cas de flexion simple, pour tous les points de part et d'autre de l'axe horizontal, sans effectuer les moyennes. Les petits écarts qui en résultent sont vraisemblablement dus davantage aux causes accidentelles invoquées qu'à la perturbation d'antisymétrie. Peut-être aurait-on obtenu une représentation plus conforme à des hypothèses théoriques usuelles en rétablissant l'antisymétrie des résultats par des moyennes. Il nous a paru plus objectif de reproduire les résultats obtenus, en les accompagnant des observations précédentes. La faible altération systématique ou accidentelle de l'antisymétrie ne se marque d'ailleurs que d'une manière très atténuée dans les tracés des isostatiques et des diagrammes.

Les allures des lignes isostatiques sont très suggestives. Dans le modèle 3, et davantage encore dans le modèle 4, les isostatiques s'adaptent bien aux profils courbes des goussets et présentent des courbures peu accentuées, indice d'une variation progressive et modérée des tensions.

Les tensions les plus élevées se produisent sur les bords. Pour les nœuds 3 et 4 c'est, selon la règle générale, à quelque distance du raccord de la courbe à la branche horizontale. La tension maximum est plus petite dans le nœud 4 que dans le nœud 3, elle se produit aussi à plus grande distance du nœud.

Dans les modèles 1, 2 et 6, les plus grandes tensions sont mesurées au voisinage des angles vifs de raccordement à la branche horizontale. Il est certain que les tensions sont plus fortes aux angles mêmes, de quantités qui doivent être appréciables en raison de la forte courbure des isostatiques, sauf pour le gousset 6, dont l'angle est très obtus et pour lequel la tension maximum doit vraisemblablement être du même ordre que pour le modèle 4.

Dans l'intérieur des goussets mêmes, les tensions sont toujours beaucoup moindres que sur les bords, même dans le modèle 1. Par le fait même, les tensions tangentielles maxima y sont faibles également; elles atteignent aussi leurs plus grandes valeurs sur les bords, égales aux moitiés des tensions normales maxima.

Sur le bord rectiligne continu de la branche verticale, les tensions sont faibles. Il y a un point singulier au milieu. Les isostatiques possèdent en outre un point focal.

Les diagrammes des tensions sont bien caractéristiques. En ce qui concerne les tensions sur les bords, les conclusions des études précédentes ⁽¹⁾ ⁽²⁾ sont entièrement confirmées. Les effets des angles se marquent sur les modèles 1, 2 et 6, tandis que ceux de la variation favorable de courbure du gousset 4, par rapport au gousset 3, sont nettement discernables.

Une contribution nouvelle importante réside dans les diagrammes des tensions normales dans un assez grand nombre de sections transversales des deux branches. Leur variation d'allure au voisinage des nœuds est très suggestive.

Dans le modèle 1, l'effet d'augmentation des tensions au voisinage des angles vifs de raccord est très net, aussi bien dans la section verticale que dans les sections horizontales voisines. Le même effet se remarque dans la section verticale de raccord de la branche horizontale au gousset du nœud n° 2 et dans une mesure atténuée au n° 6. Cependant, les tensions normales à la section d'enracinement du gousset n° 2 sont très faibles et dénotent un empattement excessif.

Dans les modèles 3 et 4 à nœuds courbes, on observe à peine une légère tendance à l'accroissement des tensions normales dans les sections transversales de la branche horizontale à l'origine du nœud, qui se transforme progressivement en une tendance à la diminution, maximum dans la section d'enracinement. Au point de vue de l'utilisation de la matière et de la progressivité de variation des tensions, la supériorité du nœud 4 est nettement marquée, encore que les diagrammes dans la section d'enracinement n'aient pu être tracés complètement.

Il nous a paru intéressant de déterminer la répartition des tensions normales dans les sections d'enracinement des nœuds des cinq modèles en question, ainsi que dans un sixième modèle ayant un gousset de la forme préconisée par le Professeur Vierendeel ⁽¹⁰⁾. Pour ce dernier modèle, n° 5 (voir fig. 249 et 250), on s'est borné à une auscultation complète de la section d'enracinement. Les directions et grandeurs des tensions principales en ont été déduites, ainsi que les tensions normales dans cette section. La répartition de ces tensions est très différente de celles des autres nœuds. Elle établit l'exactitude des remarques que nous avons exprimées antérieurement à ce sujet ⁽²⁾. Si l'on compare les diagrammes de répartition des tensions normales à l'enracinement dans les divers nœuds étudiés

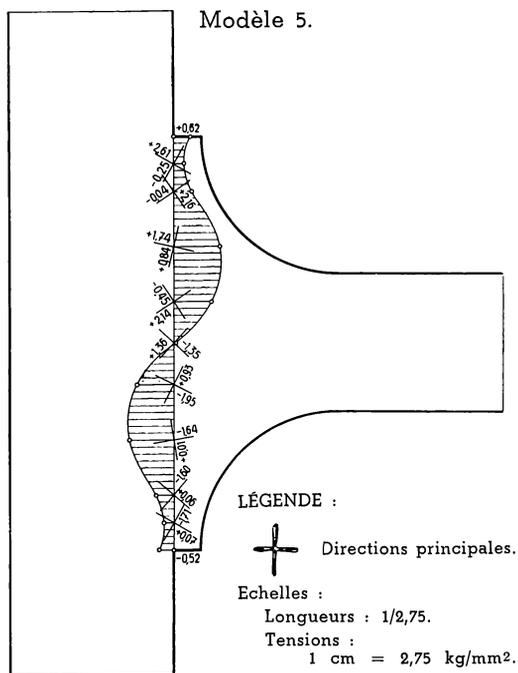


Fig. 249. Répartition des tensions principales et des tensions normales dans la section d'enracinement du montant dans le cas de la flexion simple.

à l'hypothèse proposée par M. Vierendeel⁽¹¹⁾, on constate une discordance marquée. Celui qui s'en rapproche le plus est le modèle 2, à propos duquel nous avons déjà fait remarquer que les tensions normales d'enracinement sont les plus faibles et l'empatement excessif.

Nous avons également déterminé pour le modèle 5 les diagrammes des tensions sur les bords du gousset en flexion simple. Le rayon de courbure est de 5 cm et l'empatement du nœud est important, ainsi que son aire. Cependant, il y a un accroissement notable de tension, exactement au raccordement de la courbe avec la branche horizontale, dû selon toute vraisemblance à la discontinuité de courbure. Le dispositif est moins favorable que les nœuds 3 et 4.

Pour comparer les divers types de nœuds par un coefficient, le terme le plus convenable semble être le rapport k de la tension maximum mesurée à la tension calculée par les formules ordinaires de la résistance des matériaux dans la section d'enracinement dans le modèle 1, soit 13 kg par mm². On trouve les résultats suivants :

$$\text{nœud 1} \quad k = \frac{13.20}{13} = 1,1015 \quad (S = 0).$$

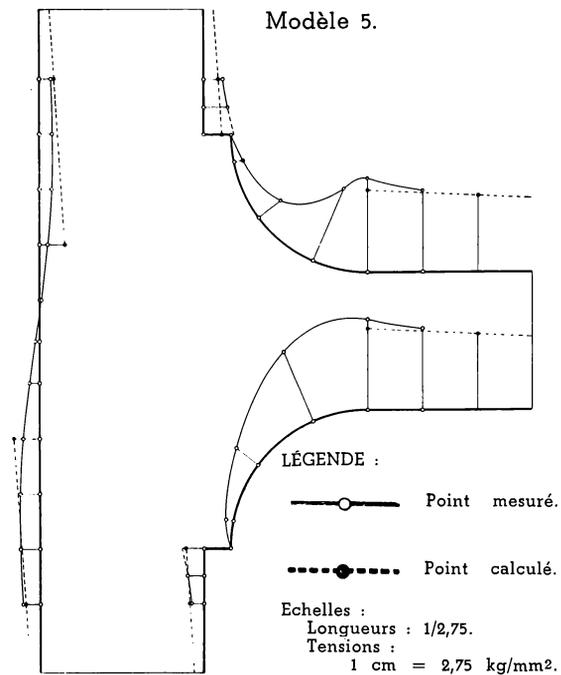


Fig. 250. Répartition des tensions sur les bords dans le cas de la flexion simple.

$$\text{nœud 2} \quad k = \frac{12.48}{13} = 0,96 \quad (S = 8 \text{ cm}^2).$$

$$\text{nœud 3} \quad k = \frac{12.90}{13} = 0,993 \quad (S = 4,65 \text{ cm}^2).$$

$$\text{nœud 4} \quad k = \frac{12.30}{13} = 0,946 \quad (S = 4,75 \text{ cm}^2).$$

$$\text{nœud 5} \quad k = \frac{13.70}{13} = 1,055 \quad (S = 10,36 \text{ cm}^2).$$

$$\text{nœud 6} \quad k = \frac{11.80}{13} = 0,910 \quad (S = 11,5 \text{ cm}^2).$$

C. Flexion avec traction (fig. 239 à 248, pp. 138 et 139).

Cette sollicitation est équivalente à la superposition des deux autres.

Les isostatiques de la branche verticale conservent l'allure de la traction simple, mais elles sont déviées fortement à la partie supérieure du nœud. Les isostatiques de la branche horizontale ont principalement l'allure de celles de la flexion simple, mais assez altérée à l'approche du nœud. La combinaison des caractères différents de ces isostatiques engendre deux points singuliers (*).

(*) Le point focal de la flexion simple subsiste.

Dans les modèles 3 et 4, l'un est sur le bord inférieur du gousset et constitue un demi-centre étoilé à trois branches. L'autre est à l'intérieur du gousset, vers la partie supérieure et constitue un centre étoilé à trois branches. Ce dernier a le même caractère dans les nœuds 1 et 2. Dans le nœud 1, le premier point singulier est à l'angle vif inférieur de l'enracinement. Dans les nœuds 2 et 6, il semble également être à l'angle inférieur de l'enracinement du gousset. Comme dans le cas de la flexion simple, l'allure des isostatiques est favorable pour le nœud 4; elle est aussi satisfaisante pour le nœud 3. Les nœuds 1 et 2 donnent lieu de nouveau à de fortes courbures des lignes isostatiques près de l'angle supérieur de raccord de la branche horizontale à la branche verticale ou au gousset. Cependant, les tensions les plus élevées mesurées sont au voisinage de l'angle inférieur correspondant de ces modèles. Ces caractères sont atténués dans le modèle 6.

En ce qui concerne les tensions, les diagrammes des tensions normales dans diverses sections sont de forme très régulière en dehors des nœuds et plus ou moins altérés dans l'étendue de ceux-ci. Les tensions principales dans l'intérieur des goussets restent cependant toujours modérées, de même que les tensions tangentielles. A ce point de vue, le nœud 1 est naturellement le moins favorable. Les tensions maxima se produisent toujours sur les bords. Les tensions mesurées les plus fortes sont celles du nœud 1, ce sont des compressions. Ensuite vient le nœud 2, avec une compression maximum également. Les nœuds 3 et 4 donnent des tensions maxima de traction modérées et presque égales, au voisinage du raccord de la courbe avec la branche horizontale. L'existence dans le nœud 4 d'un maximum de courbure au voisinage du raccord avec la branche verticale y produit une augmentation de tension, qui reste inférieure notablement au maximum mais qui, par suite de la réduction de l'empatement du nœud, est du même ordre que la traction maximum qui se produit près de l'enracinement au nœud 1. Pour le nœud 6, les tensions près des angles doivent être du même ordre de grandeur que pour le nœud 4.

Il en résulte que la combinaison des effets de la traction et de la flexion atténue l'avantage du nœud 4 par rapport au nœud 3, qui ressort de l'examen du cas de la flexion simple. D'une manière générale, l'étude montre bien l'influence considérable des efforts longitudinaux de la branche verticale et l'insuffisance du seul examen de la flexion simple.

Le rapport k' , des tensions maxima mesurées comparées à la tension maximum calculée comme

dans le cas de la flexion simple, a les valeurs suivantes pour les divers nœuds :

$$\begin{aligned} \text{modèle 1} \quad k' &= \frac{14.14}{13} = 1,095 \\ \text{modèle 2} \quad k' &= \frac{13.14}{13} = 1,01 \\ \text{modèle 3} \quad k' &= \frac{12.60}{13} = 0,97 \\ \text{modèle 4} \quad k' &= \frac{12.30}{13} = 0,946 \\ \text{modèle 6} \quad k' &= \frac{11.80}{13} = 0,910 \end{aligned}$$

Mais il faut répéter que le modèle 3, grâce à son plus grand empatement, est sensiblement plus favorable pour les tensions de la branche verticale; comme celle-ci est soumise à l'effet prédominant d'un effort longitudinal, elle demande une plus grande sécurité que la branche horizontale, influencée principalement par la flexion. Il est vrai que, dans la réalité, un effort longitudinal s'exerce aussi dans cette branche. Assez faible par rapport à l'effort longitudinal de la branche verticale, il peut cependant produire une certaine modification à l'avantage du nœud 4. Une solution optimum serait probablement réalisée par une sinusoïde moins déformée que celle du nœud 4, par exemple dans la proportion 2/3 au lieu de 1/2. Les deux nœuds sinusoïdaux 3 et 4 réalisent dans le cas de flexion avec traction la variation la plus uniforme des tensions et de la transmission la plus favorable des efforts; ils assurent la meilleure utilisation de la matière.

F. C.

Bibliographie

- (1) F. CAMPUS : « Etudes et essais relatifs aux nœuds de charpentes » (*Revue Universelle des Mines*, 1er et 15 janvier, et 1er février 1933).
- (2) F. CAMPUS : « Nœuds rigides de charpentes métalliques continues » (Publication préliminaire du deuxième Congrès International des Ponts et Charpentes, Berlin 1936).
- (3) *Annales des Travaux Publics de Belgique*, avril 1924.
- (4) N. C. KIST : « De vereischte dikte van knooiplaten van Vierendeelliggers » (*De Ingenieur*, 15 avril 1916. La Haye).
- (5) D. ROSENTHAL et P. LEVRAY : « Etude de la forme rationnelle du raccord dans un nœud formé par deux barres assemblées à angle droit » (*Revue Arcos*, août 1938).
- (6) R. DANTINNE : « Congrès National des Sciences », Bruxelles 1935.
- (7) F. CAMPUS : « Représentation géométrique de l'état triple de tension », *Le Génie Civil*, 19 avril 1930.
- (8) A. DÖRNEN : « Essais sur nœuds rigides, spécialement de poutres Vierendeel soumises à de fortes sollicitations dynamiques » (Rapport final du 2^e Congrès international des Ponts et Charpentes, Berlin 1936).
- (9) Th. WYSS : « Die Kraftfelder in festen elastischen Körpern », Ed. Springer, 1926.
- (10) A. VIERENDEEL : « Cours de Stabilité des Constructions », tome IV, 1935.
- (11) A. VIERENDEEL : « Cours de Stabilité des Constructions », tome IV, et *La Technique des Travaux*, juin 1932.

I. Signification des essais sur nœuds plans

Les essais sur nœuds plans qui font l'objet de l'étude de L'OSSATURE MÉTALLIQUE apportent en premier lieu la solution expérimentale d'un problème d'élasticité plane.

Au point de vue de la construction métallique la plus courante, leurs résultats n'ont qu'une valeur indicative. Nous avons déjà maintes fois fait observer [(¹) et (²)] que la constitution des nœuds réels au moyen de semelles assemblées aux âmes diffère considérablement des conditions des modèles plans. Mais en cas d'absence de semelles ou lorsque les semelles sont très réduites (certains longerons ou châssis en tôle, parois portantes de matériel roulant ou d'aéronefs, etc.), les résultats précédents trouvent leur pleine utilisation et permettent le calcul en toute sécurité par l'emploi combiné des règles de la résistance des matériaux et de l'élasticité plane.

Pour les ouvrages en béton armé, ces essais ont une signification dans la mesure où l'on admet que les isostatiques de traction révèlent les dispositions les plus favorables des armatures et peuvent indiquer aussi leur répartition la plus adéquate. Les modèles étudiés élucideraient ainsi la question de la constitution des membrures droites tendues et des demi-montants adjacents des poutres Vierendeel en béton armé.

II. Publications relatives aux nœuds parues depuis 1936

Dans notre étude de 1936 (²), nous avons tenté de donner un aperçu assez complet des publications et travaux connus sur ce sujet et en particulier les plus récents. Cette étude a fait l'objet d'une discussion par le Dr. Ing. A. DÖRNEN basée sur des essais de flexion alternée effectués sur des modèles de nœuds à l'échelle 1/3. La fréquence était de 25 par minute; 27 modèles de nœuds soudés ont été essayés. Celui qui a résisté le mieux, a supporté 2.000.000 d'alternances entre ± 14 kg/mm², puis 1.500.000 alternances entre ± 18 kg/mm² sans détérioration. Il faut remar-

quer la sévérité d'un tel essai : il fait abstraction de tout effort permanent. Il soumet le nœud à l'action d'efforts alternés égaux très importants, ce qui est une sollicitation tout à fait défavorable et exagérée. Observons aussi que l'essai ne concerne que la flexion, sans action d'efforts longitudinaux. Le seul nœud qui ait résisté à 2.000.000 d'alternances entre ± 14 kg/mm² était un nœud à grands goussets circulaires, dont les semelles des montants deviennent les semelles des membrures sans adjonction d'autres éléments destinés à la transmission des efforts. Ces semelles étaient formées par des profils en T, de telle sorte qu'il n'y ait pas de soudures au collet à la jonction des âmes et des semelles. Le nœud de mêmes formes et dimensions avec soudures aux collets a beaucoup moins bien résisté. Les conclusions de M. A. DÖRNEN sont les suivantes :

« 1° Pour les sollicitations dynamiques, il est désirable que les ailes passent des membrures dans les montants;

» 2° La meilleure forme pour les raccords est l'ellipse ou l'hyperbole (proposée par nous);

» 3° Il faut éviter des rayons trop petits du raccord, pour éviter les grands écarts de tension dans les ailes;

» 4° Il faut éviter les soudures transversales, les extrémités des soudures d'angle, les accumulations de soudures, spécialement au raccord de la courbe et de la droite;

» 5° Il faut renforcer les âmes aux nœuds;

» 6° Il faut éviter les nœuds avec éléments de construction spéciaux pour la transmission des efforts des ailes. »

Ces conclusions nous inspirent les observations suivantes :

1° Le type de nœud préconisé est celui que M. A. VIERENDEEL appelle « Type Tervueren ». Il accuse fortement l'excentricité de l'effort longitudinal dans le gousset, par suite de l'interruption d'une semelle de la membrure. L'observation de M. A. DÖRNEN ne peut donc être considérée comme concluante au point de vue des constructions, parce qu'un élément essentiel, l'effort longitudinal dans la membrure, a été négligé;

2° Nous pensons depuis peu après le Congrès de Berlin 1936 de l'A.I.P.C. que la forme sinu-

soïdale régulière ou déformée est supérieure à la forme elliptique ou hyperbolique;

3° Les raccords sinusoidaux évitent les grands écarts de tension dans les ailes, le maximum de courbure étant aux endroits où la tension est déjà atténuée;

4° La continuité de courbure réalisée par les raccords sinusoidaux doit atténuer les inconvénients des soudures au raccord de la courbe et de la droite; cependant, il est certain qu'il faut, autant que possible, éviter des soudures à cet endroit. Il est incontestable que la soudure requiert une grande attention par rapport aux effets dynamiques, qu'il faut éviter tous les défauts tels que tensions de retrait excessives et toutes les anorces à fissures ou entailles et notamment parachever les soudures. Cependant, il faut reconnaître que la nature dynamique des essais de M. A. DÖRNEN est sans rapports avec la sollicitation réelle des ponts et charpentes et peut conduire sur ce point à des conclusions qui dépassent la mesure raisonnable;

5° Le renforcement des âmes aux nœuds doit être mis en parallèle avec la pratique du renforcement aux joints de montage des âmes des poutres à âme pleine de certains ponts construits en Allemagne vers 1936, notamment par M. A. DÖRNEN (le grand pont sur le Strelasund). Ce renforcement est peut-être jugé nécessaire à cause de la grande étendue du gousset résultant de l'interruption d'une semelle de la membrure et par suite de l'effort longitudinal dans celle-ci. Nous jugeons préférable de conserver la continuité de la membrure et de ne pas renforcer l'âme du gousset par rapport à celle du montant, surtout dans les goussets sinusoidaux;

6° L'observation de M. A. DÖRNEN vise les raidisseurs et autres éléments spéciaux. Nous sommes entièrement d'accord avec M. A. DÖRNEN et nous pensons que c'est par une confusion qu'il nous attribue la proposition de nœuds qui comportent de tels éléments, mais nous n'avons cité et reproduit ces nœuds qu'à titre documentaire.

Dans les nœuds de nos propres constructions soudées, nous n'avons jamais fait usage de tels éléments et cela uniquement en raison de la soudure, tandis que nos nœuds rivés comportaient des raidisseurs. Nous pensons que s'il faut éviter les raidisseurs et aussi les variations d'épaisseur d'âme, il faut en conséquence réduire l'étendue des goussets, d'où notre action invariable pour des goussets de dimensions modérées, de forme elliptique ou hyperbolique d'abord, plus récemment de forme sinusoidale régulière ou déformée.

Une recommandation importante de M. A. DÖRNEN pour la sécurité des nœuds soudés, conforme à celle dont il est l'auteur, pensons-nous, pour

toutes les poutres soudées en général, réside dans la suppression des soudures aux collets des âmes aux semelles, ces dernières étant laminées avec un fragment d'âme qui permet une soudure bout à bout n'intéressant que l'âme seule. Il en est de même de la recommandation d'éviter les soudures transversales.

Comme autre publication étrangère, parue depuis 1936, nous devons encore citer les recherches entreprises aux Etats-Unis d'Amérique par le *National Bureau of Standards*. Ces travaux ont donné lieu à une communication faite au 5^e Congrès de Mécanique Appliquée de Cambridge-Mass en septembre 1938 par MM. STANG, GREENSPAN et OSGOOD. On en trouvera un bref résumé dans le *Journal de Mécanique Appliquée* consacré à ce Congrès (12). Les auscultations se rapportent à des nœuds rivés à deux branches sans goussets; ils sont donc d'une nature assez différente de nos propres essais. Nous y avons fait allusion dans notre rapport au Congrès de Berlin.

En Belgique, un travail expérimental a été publié par MM. D. ROSENTHAL et LEVRAY (5). Il a trait à des essais statiques sur modèles plans de nœuds à deux branches soumis principalement à la flexion. Les mesures ont porté uniquement sur les tensions le long du bord courbe. Elles ont peu de rapport avec la plupart des constructions complexes, qui comportent des nœuds à trois ou quatre branches. Les auteurs préconisent des raccords à courbure variable en anse de panier.

Nous pensons que la sinusoidale symétrique serait plus recommandable dans le cas étudié.

M. F. RIESSAUW (13) a rendu compte d'essais de flexion sur deux modèles de nœuds à trois branches dont un comportant un petit gousset supérieur elliptique, l'autre un gousset droit scalène plus développé. L'angle inférieur n'avait pas de gousset. Dans le nœud à gousset droit, il était renforcé par une cornière relativement forte, tandis que dans le nœud à gousset courbe, la semelle inférieure de la branche horizontale était prolongée dans l'âme de la branche verticale par des raidisseurs cintrés. Ces raidisseurs étaient disposés avec une courbure inverse de celle des lignes isostatiques correspondantes résultant de l'essai de flexion. De semblables raidisseurs font penser à des types de nœuds périmés, tels ceux de STENDAL [(1), (2) et (3)]; encore les raidisseurs du nœud de STENDAL concordaient-ils avec la direction des efforts internes.

L'auteur a reproduit les diagrammes des tensions mesurées sur les semelles extérieures des nœuds. Il n'est pas spécifié si elles ont été mesurées sur les bords des ailes ou au milieu des semelles, c'est-à-dire si ce sont des tensions minima, maxima ou moyennes. Il est, en effet,

surprenant de constater au raccord du gousset droit avec la branche horizontale une chute de tension inexplicable et contraire à toute vraisemblance. Le nœud courbe dénote une légère majoration de tension à l'entrée en courbe, qui paraît cependant assez élevée eu égard à la faible courbure relative. Les raidisseurs courbes ont été reconnus sans tension; il ne pouvait en être autrement. M. RIESSAUFW considérait d'ailleurs lui-même ces raidisseurs comme irrationnels et son étude a confirmé l'inutilité de cette disposition.

Un essai de rupture statique à outrance a donné les résultats suivants :

Pour le modèle à gousset courbe, sous une charge de 7 tonnes, la déformation considérable du nœud s'est mise à croître sous charge constante. L'essai a été arrêté. Aucune détérioration n'était visible ni au nœud ni aux soudures. Pour le modèle à gousset droit, l'essai a été arrêté à 7.800 kg. L'état du nœud à la fin de l'essai n'est pas indiqué. L'auteur ne conclut pas formellement en faveur des nœuds à gousset droit, il leur accorde du moins une préférence. Si le but de l'essai était de comparer en principe des goussets droits et courbes, il faut plutôt conclure que le gousset courbe ne s'est pas mal comporté, eu égard au fait qu'il était véritablement déshérité et abordait la compétition avec un désavantage évident. Au point de vue de la répartition des tensions notamment, il doit certes pouvoir soutenir la comparaison avec le nœud à gousset droit, sensiblement plus fort et exigeant beaucoup plus de soudure, en faisant abstraction des raidisseurs courbes inutiles.

Au point de vue des conditions d'essai, influant sur leur signification, notons que la branche verticale était moins rigide que la branche horizontale, que les nœuds étaient dissymétriques, que tout effort longitudinal était négligé et que la mise en charge était purement statique. Au point de vue de la technique des nœuds soudés, l'insertion par soudure d'un gousset en sifflet et la soudure aux deux ailes de la branche verticale de raidisseurs prolongeant les semelles de la branche horizontale ne paraissent pas des dispositions recommandables.

Deux collègues belges, MM. A. DE MARNEFFE⁽¹⁴⁾ et G. MAGNEL⁽¹⁵⁾ ont plus nettement critiqué les nœuds rigides à goussets courbes et préconisé des nœuds rigides à goussets droits. Leurs suggestions sont pratiquement identiques. Elles sont dépourvues de base expérimentale mais, en raison du programme d'essais prévu, dont il est question plus loin, il est utile de considérer les arguments invoqués.

M. A. DE MARNEFFE a été frappé par la localisa-

tion d'assez nombreuses cassures du pont de Hasselt, consécutives à la chute, au raccord des montants avec les goussets courbes. En raison du développement très considérable de ces goussets très rigides, l'on s'écarte assez bien de l'égale résistance dans ces nœuds et la section dangereuse est au voisinage du raccord en question. L'auteur attache à cette constatation la notion de fragilité de forme et l'assimile à l'effet d'une entaille. Cette hypothèse est peu plausible. L'auteur invoque notamment l'aspect des cassures en faveur de l'hypothèse de rupture par fragilité de forme sous l'effet d'un choc. Les essais très nombreux effectués sur l'acier ont prouvé qu'il est ductile et que c'est précisément sous l'effet des chocs appliqués de toutes les manières possibles que les propriétés de ductilité de l'acier sont le plus accusées. Par contre, il n'a été possible de reproduire des cassures ayant l'aspect de décohésion de celles du pont de Hasselt que par des essais de traction statique ou dynamique sur barreaux entaillés. En fait, toutes les cassures considérées par M. DE MARNEFFE ont leur origine dans des soudures, qui ont effectivement joué le rôle d'entailles. C'est cela qui a produit les cassures observées, d'autant plus localisées par les entailles des soudures qu'elles étaient voisines des sections dangereuses.

Que les nœuds des ponts Viereendeel sont développés d'une manière excessive, c'est un point que nous avons reconnu dès 1929 et que nous avons justifié par des publications, des essais et des constructions. Mais cela ne touche pas à la question de la forme la plus adéquate du gousset, qui se pose avec d'autant plus d'acuité que le nœud est moins développé; car les nœuds exagérément développés constituent incontestablement des renforts. La cause de la rupture initiale du pont de Hasselt est connue; elle est indépendante de la forme géométrique des nœuds, elle réside dans l'exécution des soudures. Le défaut eût certes été plus grave avec des nœuds plus réduits.

En d'autres termes, rien ne peut être conclu, à notre avis, de l'accident du pont de Hasselt contre l'allure générale du nœud, mais bien contre sa constitution et son exécution. Néanmoins, les nœuds sont inutilement trop développés et leur forme n'est pas rationnelle. Quant à la forme du nœud droit préconisée par M. DE MARNEFFE, elle peut certes, moyennant des précautions, être soudée avec des tensions de retrait modérées, mais elle demande beaucoup de soudure et même des accumulations de soudure, de telle sorte que la fragilité d'entaille est très à craindre, aussi bien dans le montant que dans la membrure. M. DE MARNEFFE ne conteste pas l'infériorité des nœuds plans à goussets droits sur les nœuds plans à

goussets courbes, mais il estime que les efforts doivent être très différents dans les goussets bordés d'épaisses semelles, car par suite de leur section importante, ces semelles canaliseront les efforts. Nous avons tenu nous-même à faire avec objectivité des réserves au sujet de la signification de nos essais plans par rapport aux nœuds comportant des semelles, mais nous avons pu constater par des essais sur nœuds réels qu'il n'y avait pas de différences essentielles mais bien des analogies.

L'opinion de M. MAGNEL, postérieure à celle de son collègue M. DE MARNEFFE, résulte d'un raisonnement basé sur les éléments de la résistance des matériaux. Mais il est trop simplifié. Il néglige les efforts longitudinaux et la flexion de la membrure et ne considère que le montant fléchi comme une pièce à encastrement rigide parfait. Il n'en peut rien déduire contre la forme courbe et le raccord tangentiel, voire osculateur, en ce qui concerne le montant, mais il critique le raccord tangentiel à la membrure, parce que les tensions dans l'aile ne peuvent plus équilibrer le moment de flexion. Cette critique est vraie pour le nœud du type Vierendeel⁽²⁾ qui a été reproduit dans le modèle n° 5 examiné plus haut. Mais les nombreuses auscultations dont les résultats sont consignés dans la référence⁽²⁾ établissent que les raccords tangentiels aux membrures sont le siège de tensions effectives, même lorsque les nœuds ont un développement excessif et cela en raison de l'effet prédominant de l'effort longitudinal dans les membrures et de la flexion qui s'y superpose. Nous sommes d'avis qu'il faut chercher à réduire les nœuds autant que possible mais que, pour le faire en toute sécurité, tant dynamique que statique, il importe de rechercher la forme la plus favorable. Il est certain que la continuité a une grande signification à ce point de vue et qu'il faut éviter les concentrations de tensions et les discontinuités pouvant agir comme des entailles. Pour ce qui est des défauts qui peuvent résulter de la soudure : fissures, entailles, tensions de retrait, non seulement elles sont indépendantes en principe de la forme du nœud, mais le fait que le danger en est toujours latent plaide encore en faveur de nœuds de forme aussi favorable que possible, continus et sans cause de concentrations de tensions. Ceci d'autant plus que la soudure produit inévitablement des surtensions⁽¹⁶⁾. On préfère aussi les formes et dispositions de nœuds permettant d'éviter des soudures transversales.

Dans une étude toute récente⁽¹⁷⁾, notre collègue L.-J. VANDEPERRÉ a traité le calcul de quelques assemblages à trois branches, en se servant des formules de la résistance des matériaux

et du cercle de Mohr. Pour les nœuds importants, il est conduit ainsi, par une voie qui correspond aux remarques faites plus haut concernant les propositions de M. G. MAGNEL, à justifier une forme de nœuds soudés à profil courbe entièrement compatible avec nos idées concernant les tracés sinusoïdaux des goussets. La manière dont ces nœuds sont schématisés au point de vue constructif dans le travail en question nous paraît toutefois peu recommandable. Les auteurs mettent aussi en évidence, par des exemples calculés (cadre rectangulaire simple), l'influence de l'accroissement de raideur par les assemblages sur les déformations et la répartition des moments fléchissants. Nos essais sur diverses charpentes continues ont prouvé la réalité de ces effets⁽¹⁸⁾.

Enfin, plus récemment encore, notre collègue E. GYSEN a fait paraître un travail relatif à l'étude par la photo-élasticité de modèles plans de nœuds à deux branches à congé parabolique⁽¹⁹⁾. De toutes les études citées, elle est la seule ayant recours à la biréfringence accidentelle des matériaux transparents. Très intéressante en théorie, elle semble établir que l'auscultation des plages intérieures rencontre de sérieuses difficultés. Le travail se limite principalement à la détermination expérimentale des tensions sur la tranche. Les modèles de nœuds à deux branches sont sollicités comme ceux de MM. ROSENTHAL et LEVRAY⁽⁵⁾. Il s'agit donc de flexion quasi simple. On ne saisit pas pourquoi les modèles comportent des congés paraboliques dissymétriques. Il en résulte inévitablement un accroissement de tension dans la région de courbure maximum. L'allure du congé ressemble à l'ellipse, quoique le maximum de courbure se produise entre les deux branches. Il n'y a pas de raison de préférer les courbes paraboliques aux sinusoïdes osculatrices.

III. Programme des essais sur modèles à trois dimensions entrepris avec l'appui du F.N.R.S.

Nous avons déjà fait observer l'insuffisance d'essais sur modèles plans pour la charpente métallique usuelle, même lorsqu'ils sont aussi complets que ceux exposés plus haut. Nous avons, pour cette raison, demandé l'appui du F.N.R.S. pour l'exécution d'un programme approfondi d'expériences sur modèles divers de nœuds soudés à trois dimensions. Il comportera :

1° Une auscultation élastométrique au moyen d'extensomètres;

2° Un essai statique à outrance;

3° Un essai dynamique à outrance, dans une presse à pulsateur.

Dans tous ces essais, les efforts dans tous les éléments du modèle reproduiront, aussi fidèle-

ment que possible, ceux qui se produisent dans une membrure étendue et dans un montant adjacent de poutre Vierendeel réelle. Les modèles seront soumis dans tous leurs éléments à des efforts longitudinaux en même temps qu'à des efforts de flexion, disposition expérimentale qui n'a pas encore été réalisée à notre connaissance. Il a fallu pour cela réaliser un dispositif d'essai équilibré (fig. 319). Son fonctionnement se comprend aisément. La bielle réglable est l'élément fondamental de l'appareil. Elle permet d'ajuster à volonté les efforts dans les divers éléments et de conserver leur répartition en dépit des déformations. L'écrin en anneau constitue un dynamomètre dont les déformations sont mesurées au moyen d'un comparateur sensible à cadran. Ce dynamomètre est taré directement au moyen de la presse utilisée pour les essais.

Tous les organes sont robustes, en vue de permettre d'opérer des essais sur un grand nombre de nœuds et de supporter les expériences dynamiques répétées sans avaries. Nous avons déjà établi précédemment un montage de ce genre pour des essais sur un assemblage de charpente triangulée en vraie grandeur, beaucoup plus lourd et encombrant. Nous l'avons utilisé avec une entière satisfaction. L'appareil a été étudié en 1937-1938 en collaboration avec M. Ch. MASSONNET; il a été exécuté par les soins de la S. A. d'Ougrée-Marihaye et taré.

Le programme de confection des nœuds prévoit 24 modèles dont 8 sont réalisés par le même constructeur. Il y a onze types, la plupart exécutés en double, le type 4 étant éventuellement à exécuter en quadruple. Un exemplaire servira pour les essais statiques, le deuxième pour les essais dynamiques. L'essai sera de longue durée, de telle sorte qu'il est possible, voire probable, que le programme sera modifié en cours d'opérations et que certains types seront abandonnés en faveur d'autres. Notamment, il sera intéressant de prévoir des essais de nœuds soudés suivant la méthode préconisée par M. A. DÖRNEN⁽⁵⁾.

Les figures 308 à 318 reproduisent les divers types de nœuds et quelques détails d'assemblage. Ils sont inspirés dans leurs dimensions générales du modèle de nœud du pont de Lanaye essayé en 1932 par nos soins, avec le concours de MM. LAMOEN et SPOLIANSKY. La membrure est en PN 18, le montant en profil OBSB n° 4. Les caractéristiques sont les suivantes :

	l (cm ⁴)	S (cm ²)	I/v (cm ³)
PN 18	1446	27,9	161
OBSB 4	313	18,33	61,7

Les valeurs relatives ressortent du tableau suivant :

Rapports	Modèles réduits		Ponts exécutés	
	Lanaye 1932	Nouveau 1939	de Lanaye	de Hasselt
$\frac{S \text{ montant}}{S \text{ membrure}}$	0,538	0,647	0,608	0,743
$\frac{I/v \text{ montant}}{I/v \text{ membrure}}$	0,288	0,383	0,432	0,373

L'envergure diffère légèrement de celle du modèle de nœud de Lanaye, c'est-à-dire que l'on a arrondi les dimensions principales. Les écarts sont insignifiants. Tous les types sont conformes à un même standard, seuls les nœuds diffèrent. L'étude des nœuds a été faite en 1938, également avec l'aide de M. Ch. MASSONNET.

Le type n° 1 est inspiré du nœud de Lanaye, mais entièrement soudé. Le type n° 2 applique la même technique, mais la forme est celle préconisée par M. le Professeur VIERENDEEL, sans raccord tangentiel à la membrure (fig. 308 et 309).

Les types nos 3, 6 et 7 sont dérivés de la technique des nœuds de la charpente de l'Institut du Génie Civil au Val-Benoît à Liège. Toutefois, au lieu de semelles courbes doubles sur toute la longueur, elles sont seulement fendues aux extrémités. Toutes les soudures sont des soudures d'angle. Les types se distinguent seulement par le profil courbe, qui est circulaire⁽³⁾, sinusoïdal régulier⁽⁶⁾ ou sinusoïdal déformé⁽⁷⁾ (fig. 310, 312 et 313).

Les nœuds 4 et 5 reproduisent le type de nœud du pont de Hasselt, à pattes d'attache. Dans le nœud 4, celles-ci seront soudées à la membrure avant soudure du nœud; ce sera l'inverse dans le nœud 5 (fig. 311).

Les types 8 et 9 sont des nœuds soudés type Tervueren à gousset sinusoïdal régulier ou déformé (fig. 314 et 315).

Le type 10 est un nœud à goussets rectilignes oblongs et le type 11 est sans goussets, mais à renforts (fig. 316 et 317).

Le programme prévoit un vaste champ d'exploration en ce qui concerne les formes et les dispositions fondamentales des nœuds. Au point de vue dynamique, il permettra aussi de déceler les effets importants de divers facteurs dépendant de la technique de la soudure : nature des soudures, ordre de succession, tensions internes, etc. A ce point de vue, des précautions consciencieuses ont été prises afin que chaque type de nœud soit réalisé dans des conditions aussi bonnes que possible, précautions indispensables pour ne pas compromettre les renseignements que les résultats pourront apporter. Nous croyons ne pouvoir

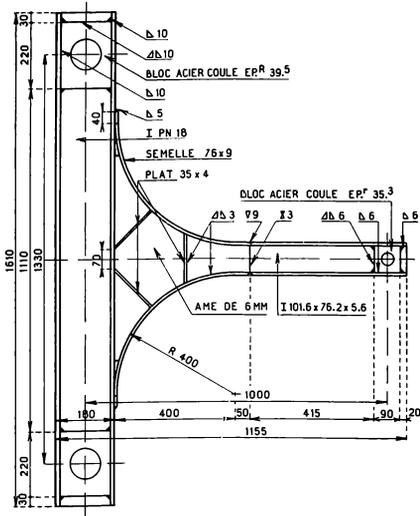


Fig. 308. Nœud type n° 1.

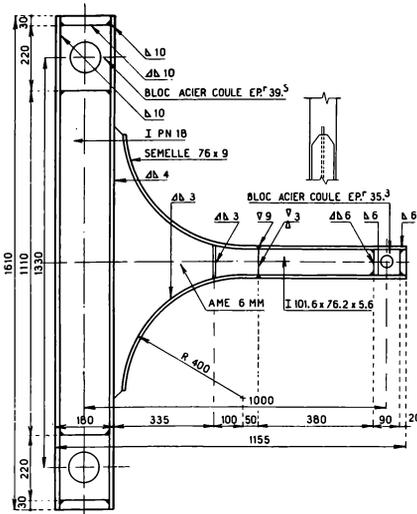


Fig. 309. Nœud type n° 2.

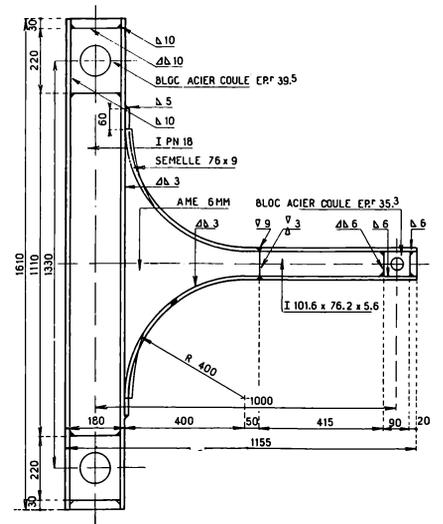


Fig. 310. Nœud type n° 3.

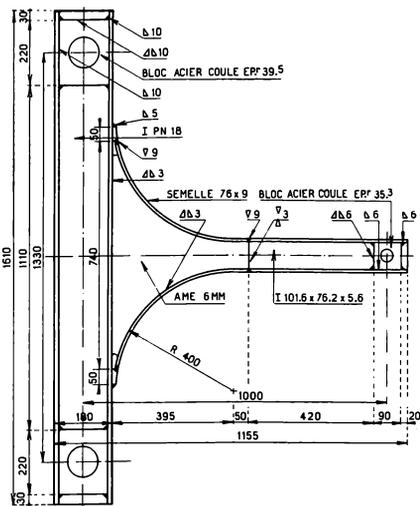


Fig. 311. Nœuds types n° 4 et 5.

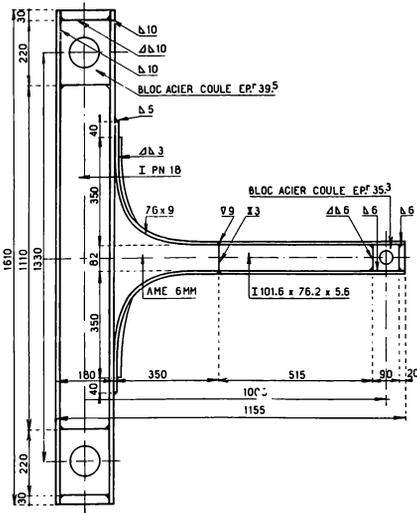


Fig. 312. Nœud type n° 6.

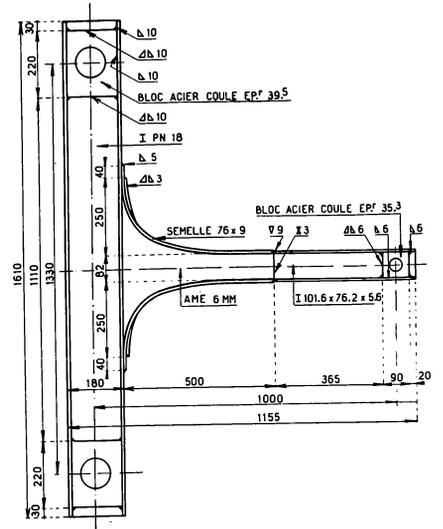


Fig. 313. Nœud type n° 7.

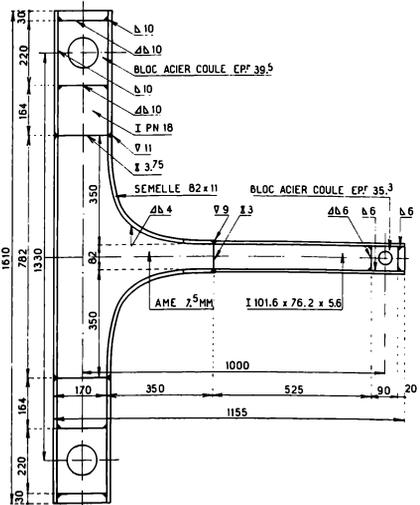


Fig. 314. Nœud type n° 8.

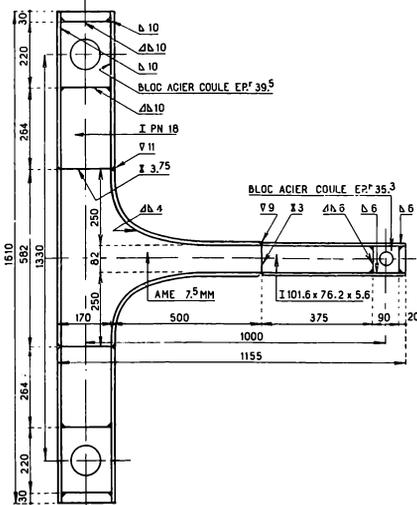


Fig. 315. Nœud type n° 9.

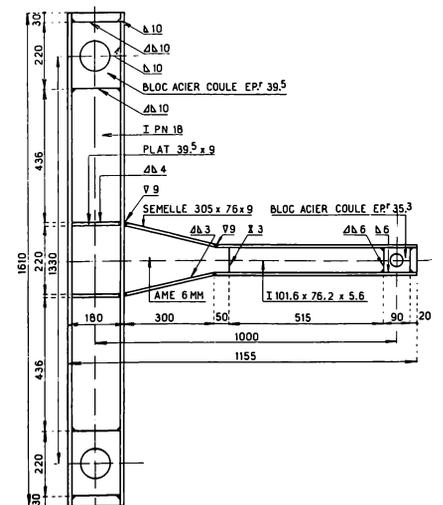


Fig. 316. Nœud type n° 10.

mieux faire que de reproduire, en fin de ce rapport, les spécifications que nous avons établies pour l'exécution des modèles.

« Essais sur modèles de nœuds

Spécifications de la commande

Les modèles de nœuds sont à exécuter, conformément aux plans, en acier laminé ordinaire (38-42 kg/mm²) de bonne qualité courante.

La soudure doit être exécutée au moyen d'électrodes enrobées donnant un métal déposé répondant aux caractéristiques suivantes :

R = 40-50 kg/mm²

Limite élastique = 24-30 kg/mm²

Allongement (sur 5 diamètres) 22 %

Résilience (éprouvette type Charpy) = 6 kg/cm².

Elle doit être effectuée par des soudeurs d'élite. Les soudures des pièces seront radiographiées avant la mise en essai. Il est demandé de respecter le plus possible les dimensions indiquées pour les soudures et notamment de ne pas les dépasser. Toutes les soudures seront faites dans les positions les plus favorables, en orientant convenablement les pièces.

Manière d'exécuter les soudures

Dans la suite, nous désignerons par *membrane* la partie verticale des nœuds (profil normal n° 18), et par *montant* la partie horizontale (profil OBSB n° 4).

1. La soudure la plus commune est celle qui assemble le montant au gousset

Pour tous les nœuds, sauf pour le n° 10 et le n° 11, cet assemblage est un joint complet comportant deux soudures bout à bout en V des semelles et en X des âmes. Des précautions devraient être prises dans cette soudure pour réduire au minimum les tensions de retrait. Les pièces étant aisément manipulables devront être déplacées entre la soudure des diverses passes de soudure, de manière à opérer comme suit :

1^{re} passe de soudure en V de la semelle A,

1^{re} passe de soudure en V de la semelle B,

2^e passe de soudure en V de la semelle A,

2^e passe de soudure en V de la semelle B.

Le cas échéant, faire de la même manière les troisièmes passes des soudures des semelles A et B, de façon que ces soudures soient faites sur 5 à 6 mm de profondeur.

Ensuite :

1^{re} passe de fond d'une face de la soudure en X d'âme,

1^{re} passe de fond de la face opposée de la soudure en X d'âme (avec reprise convenable de la racine),

Achèvement de la 1^{re} face de la soudure en X d'âme,

Achèvement de la 2^e face de la soudure en X d'âme.

Ensuite, achèvement des soudures en V des semelles, par passes successives et alternées aux semelles A et B (dans l'ordre).

2. Autres soudures

L'atelier les effectuera de manière à réduire au minimum les déformations et tensions de retrait.

Nœud 1. — Rien de particulier.

Nœud 2. — Rien de particulier.

Dans ces deux nœuds, les raidisseurs de la tôle du gousset seront bien jointifs aux semelles (ailes) mais n'y seront pas fixés par des cordons de soudure; ils seront soudés uniquement à la tôle du gousset de manière aussi symétrique que possible au point de vue de l'exécution de la soudure, afin d'éviter les déformations de la tôle.

Nœud 3. — Rien de particulier. Exécution analogue à celle des nœuds de la charpente de l'Institut du Génie Civil, les plats courbes étant seulement fendus et pas dédoublés sur toute la longueur.

Nœuds 4 et 5. — La patte d'attache sera en acier laminé, rabotée ou usinée à la lime. Les nœuds 4 et 5 diffèrent en ce sens que, après avoir, pour les deux types, soudé le montant au gousset entièrement soudé, pour les nœuds 4, on soudera d'abord les deux pattes d'attache entièrement sur les semelles intérieures de la membrane; ensuite, on fixera la tôle du gousset à la même semelle; ensuite, on effectuera, en travaillant d'une manière symétrique à deux soudeurs, les deux soudures d'assemblage des ailes courbes du gousset aux pattes d'attache. Pour les nœuds 5, on soudera d'abord la tôle du gousset à la semelle intérieure de la membrane; ensuite, on rapportera les pattes d'attache à leur emplacement et on les fixera légèrement par des serre-joints empêchant leur soulèvement, mais pas un glissement éventuel; ensuite, on effectuera l'une après l'autre, par un seul soudeur, les soudures bout à bout en V d'assemblage des ailes courbes du gousset aux pattes d'attache, celles-ci restant fixées comme il est défini ci-dessus. Après quoi on fixera fortement les pattes d'attache par les serre-joints et on effectuera les soudures latérales de fixation des pattes d'attache à la semelle de la membrane, puis les soudures frontales.

Remarques importantes pour les nœuds 4 et 5

On effectuera les soudures bout à bout en V des ailes courbes des nœuds aux pattes d'attache avec le maximum de précautions pour obtenir la meilleure pénétration possible dans le fond du V, la reprise par la racine n'étant pas possible.

On numérottera soigneusement les nœuds 4 et 5,

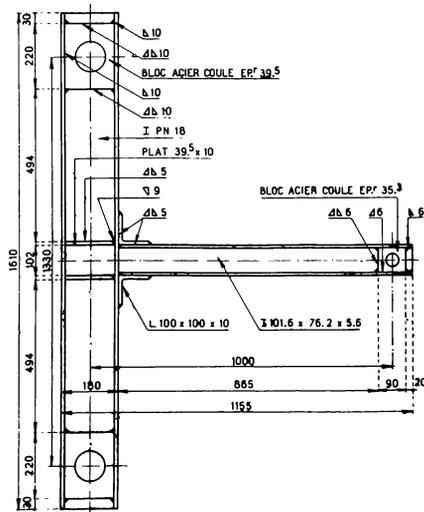


Fig. 317. Nœud type n° 11.

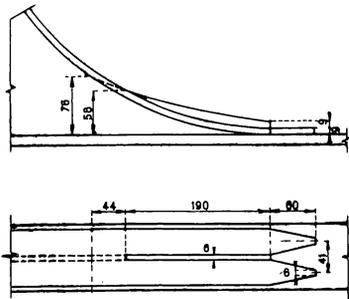


Fig. 318. Détails de construction du nœud type n° 3 (fig. 310).

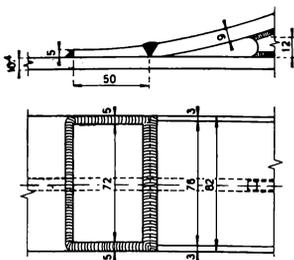


Fig. 320. Détails de construction des nœuds types n° 4 et 5 (fig. 311).

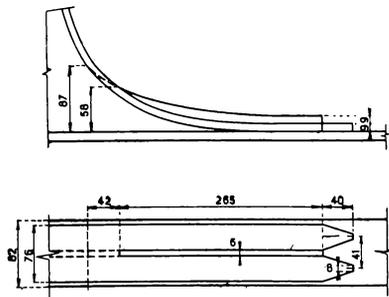


Fig. 321. Détails de construction du nœud type n° 6 (fig. 312).

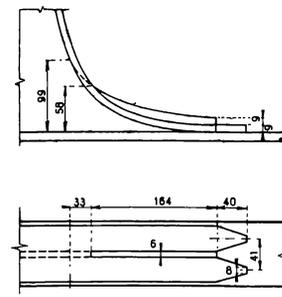


Fig. 322. Détails de construction du nœud type n° 7 (fig. 313).

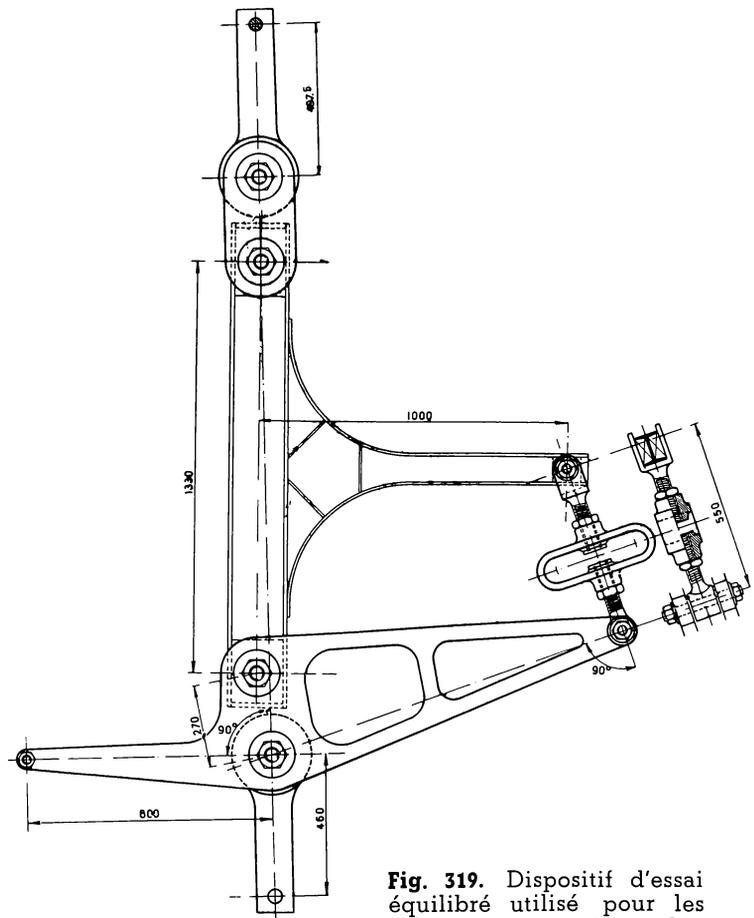


Fig. 319. Dispositif d'essai équilibré utilisé pour les modèles de nœuds soudés.

en vue d'éviter toute confusion possible, attendu qu'il n'y aura d'autre distinction entre eux que l'ordre des soudures.

Nœuds 6 et 7. — Comme le nœud 3, les gabarits des courbures des goussets seront donnés en vraie grandeur.

Nœuds 8 et 9. — Comme 6 et 7 en ce qui concerne les courbures. Les joints complets entre les tronçons de membrure et les goussets de ces nœuds seront effectués selon la méthode indiquée

pour le joint complet de montant de tous les nœuds (sauf 10 et 11). En effectuant ces opérations, il faudra veiller à donner aux pièces une forme tout à fait correcte. Il faudra donc fixer les éléments par quelques points de soudure avant d'effectuer les soudures proprement dites suivant le processus indiqué.

Nœud 10. — Ce nœud spécial sera soudé comme suit : la tôle de gousset sera fixée aux deux ailes obliques par quelques points de soudure seule-

ment. Dans cette situation, on effectuera d'abord la soudure en X de la tôle du gousset à l'âme du montant, aussi symétriquement que possible. Ensuite, on effectuera les soudures en V des semelles du gousset et du montant. Puis on libérera les points de soudure précités après avoir serré légèrement les deux ailes obliques par des cales et des étriers, de manière à éviter les déformations angulaires. Dans cet état, on effectuera les deux soudures en V des ailes obliques à la semelle intérieure de la membrure. Ensuite, on soudera les deux raidisseurs de membrure à l'aile intérieure de celle-ci.

Bref, on voit que le processus de soudure envisagé doit garantir, à tous les éléments, le maximum de liberté de déformation. Ensuite, on effectuera les soudures latérales de la tôle du gousset aux ailes du montant et aux ailes obliques, puis à la membrure, enfin, les soudures latérales des raidisseurs à l'âme de la membrure. Il n'y a pas d'assemblage de ces raidisseurs à la semelle extérieure de la membrure.

Nœud 11. — On soudera d'abord le montant à la membrure, en suivant une marche analogue à celle du joint de montant au gousset des nœuds 1 à 9. Ensuite, on soudera les deux cornières de renfort d'angle, après les avoir d'abord pointées en direction exacte. Enfin, on soudera les raidisseurs de membrure comme pour le nœud 10.

Pesées

Il est demandé de procéder aux pesées suivantes sur bascules assez exactes. Poids de l'ensemble des pièces de chaque nœud, avant soudure et après soudure complète, de manière à avoir les poids comparatifs et aussi les poids de soudure par différence. Indiquer pour chaque pièce le rapport du poids de soudure au poids de métal des baguettes mises en œuvre (rendement en métal déposé, d'après le nombre et les dimensions des baguettes consommées). Indiquer pour chaque nœud le poids des fourrures de renfort des alésages d'articulation de la membrure et du montant, y compris les soudures d'attache. On peut y procéder en soudant ces accessoires aux nœuds après confection de toutes les autres soudures et en pesant avant et après. Tous les nœuds seront fournis en métal nu légèrement vaseliné, les alésages étant graissés.

Il sera procédé par les soins du Laboratoire d'essais des Constructions du Génie Civil aux essais normaux d'identification de l'acier et du métal d'apport sans frais pour le constructeur, qui fournira toutefois les échantillons nécessaires.»

Ces spécifications ne sont pas exclusives. Le constructeur a été sollicité de présenter des observations et modifications éventuelles quant au

mode opératoire de la soudure. Il s'est rallié sans changement à nos prescriptions. On notera les précautions prises pour la soudure des raidisseurs qui, sauf dans les nœuds 10 et 11, pour lesquels il est obligatoire de les souder à une aile, ne sont soudés qu'à l'âme (nœuds 1 et 2). Dans tous les autres nœuds, ces éléments n'existent pas. Nous estimons, comme M. A. DÖRNER⁽⁸⁾, qu'il faut les éviter le plus possible. Là où on ne peut les éviter, par exemple pour le renforcement de panneaux de tôle, on se bornera à les fixer à la tôle, sans les souder par leurs extrémités à des semelles ou à d'autres éléments. Le cas échéant, on peut les souder par l'extrémité à une semelle comprimée, en effectuant d'abord la soudure longitudinale avec toutes les précautions requises pour réduire les tensions de retrait et en veillant que la semelle assemblée ensuite s'adapte bien à l'extrémité du raidisseur.

P. S. — Les raccordements sinusoïdaux sont faciles à tracer quel que soit l'angle des deux droites à raccorder. Si cet angle est β , l'équation de la sinusoïde rapportée à la corde est :

$$y = \frac{l}{\pi} \cotg \frac{\beta}{2} \sin \frac{\pi x}{l},$$

l étant la longueur de la corde. La construction de la sinusoïde déformée est la même que celle indiquée dans la première partie de l'étude. Son équation est :

$$x = ky + \frac{l}{\pi} \arcsin \frac{\pi y}{lm}$$

avec
$$m = \frac{2ab \sin \beta}{l^2}$$

et
$$k = \frac{l^2}{2ab} \cdot \frac{\sin \beta + 2 \sin \alpha \cos(\alpha + \beta)}{\sin^2 \beta}$$

F. G.

Bibliographie

- (12) *Journal of Applied Mechanics*, vol. 5, n° 3, septembre 1938, p. 130.
- (13) F. RISSAUX : « Les nœuds de charpente métallique » (*L'OSSATURE MÉTALLIQUE*, n° 3-1939).
- (14) A. DE MARNEFFE : « Fragilité de Forme. Réflexions à propos de l'écroutement du pont de Hasselt » (*L'OSSATURE MÉTALLIQUE*, juin 1938).
- (15) G. MAGNEL : « Quelques erreurs techniques courantes » (*Boletim da Ordem dos Engenheiros*, Lisbonne, février 1939).
- (16) E. GYSEN : « Contribution à l'étude analytique des soudures » (*Revue Arcos*, juillet 1938).
- (17) L.-J. VANDEPERRE et P. LUCAS : « Introduction aux recherches expérimentales destinées à parfaire la méthode de calcul des assemblages à nœuds rigides » (*Revue Arcos*, mars 1939).
- (18) *Revue Universelle des Mines*, 1er et 15 mars, 1er avril 1933. — *Congrès international des Sciences*, juin 1935 — *Ile Congrès international des Ponts et Charpentes* septembre 1936.
- (19) E. GYSEN : « Etude du congé parabolique » (*Revue Arcos* mai 1939).