

cipal, c'est-à-dire l'étude des exploitations par longues tailles. Ainsi que l'on pourra s'en rendre compte dans les pages qui vont suivre, nous renverrons souvent à ce premier chapitre, encore bien incomplet cependant. Nous ne travaillerons pas, comme cela se fait trop souvent, dans l'ignorance absolue du milieu dans lequel nous nous trouvons.

Qu'il nous soit permis, avant de clore ce chapitre, d'insister sur l'intérêt capital que présenterait pour l'exploitant, une observation scientifique minutieuse de la manière dont se comportent les terrains de sa mine. Une discussion comparative des nombreuses observations que l'on pourrait ainsi recueillir ne manquerait certainement pas d'être très fertile en heureux résultats.

(A suivre.)

## NOTES DIVERSES

### Calcul des chaudières à haute pression et des réservoirs de vapeur à haute température

*La Commission consultative permanente pour les appareils à vapeur a mis à l'étude la question du calcul des chaudières à haute pression et des réservoirs de vapeur à haute température.*

*Elle a chargé une sous-commission composée de MM. Daubresse, P., Professeur à l'Université de Louvain, Guérin, M., Ingénieur principal des Mines, Legein, F. C. V., Ingénieur principal à la Société Nationale des Chemins de fer Belges, et Vincotte, R., Directeur de l'Association pour la surveillance des chaudières, de lui faire rapport sur cette question.*

*La présente note est l'aboutissement des études de cette sous-commission.*

Le problème posé à la sous-commission est en réalité double.

Le premier est la détermination des propriétés mécaniques des aciers à haute température.

Le second consiste à appliquer ces propriétés au calcul des épaisseurs des appareils destinés à fonctionner à haute température.

#### PREMIER PROBLEME.

##### Propriétés mécaniques des aciers à haute température.

##### PARAGRAPHE PREMIER.

Dans le numéro de novembre 1930 de « L'Alliance Industrielle », notre Collègue, M. le Professeur Daubresse, a montré clairement comment le problème se pose.



Jusqu'il y a quelque temps, les matériaux entrant dans la construction des chaudières étaient principalement l'objet d'un essai de traction effectué à la température ambiante et sous charge croissante, de manière continue et relativement rapide, l'essai total ne durant que quelques minutes.

Les résultats d'un tel essai étaient représentés aisément sur un diagramme (fig. 1) : tensions ou efforts de traction-allongements. Sur ce diagramme, on distinguait :

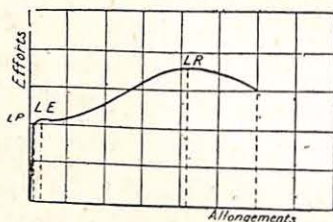


Fig 1 Essai de courte durée ou de longue durée à la température ambiante.

La limite de proportionnalité L P, jusqu'à laquelle les allongements sont sensiblement proportionnels aux efforts (1);

La limite d'écoulement ou d'étirement, dite aussi limite élastique apparente, L E (le « Yield Point » des Anglais), début du palier, égale conventionnellement (d'après la Commission permanente de Standardisation) à la charge qui, maintenue pendant

(1) Il convient de noter que la limite de proportionnalité, (c'est-à-dire la tension jusqu'à laquelle dans un essai court, à basse ou à haute température, la déformation est proportionnelle à la charge) dépend de la sensibilité de l'appareil de mesure. Plus l'appareil est sensible, plus la limite de proportionnalité est basse. Ce fait apparaît avec une netteté remarquable dans le tableau suivant, extrait de l'ouvrage de H. J. Tapscott, publié en 1931, sur « The Creep of Metals » et relatif à un même acier essayé à 400°;

Appareil permettant de déceler un allongement par pouce de

0,000.002  
0,000.01  
0,000.02  
0,000.1

Limite de proportionnalité en ton per square inch (une tonne par pouce carré = 1,57 kgr./mm<sup>2</sup>)

10  
11,2  
12,4  
16,8

10 secondes, produit un allongement permanent de 0,2 % ou de

$$\frac{1}{500} l (1);$$

La charge de rupture L R.

A la température ambiante, on ne s'était pas préoccupé jusqu'ici de faire des essais de durée, c'est-à-dire de laisser la charge agir statiquement pendant un temps plus ou moins long, et de rechercher la mesure dans laquelle, sous une charge donnée, l'allongement pouvait éventuellement croître avec le temps. Les constructeurs admettaient donc qu'aux tensions usuelles, toujours plus petites que la limite élastique L E, les allongements étaient pratiquement indépendants de la durée de l'effort.

A haute température, au contraire, la première constatation très importante qui frappe tout expérimentateur, c'est que les déformations corrélatives d'une certaine tension dépendent essentiellement de la durée d'application de cette tension.

Suivant la grandeur de cette tension, le diagramme des allongements en fonction du temps prendra l'une des allures indiquées sur la figure 2.

Pour la courbe 1, l'allongement conserve indéfiniment sa valeur initiale.

Pour la courbe 2, l'allongement commence par croître avec le temps pour atteindre à un certain moment sa valeur définitive, qui reste alors invariable; il y a dans ce cas allongement ou écoulement visqueux.

Pour les courbes 3 et 4, l'augmentation de l'allongement avec le temps est continue et conduit fatalement à la rupture; dans la

(1) La limite élastique réelle, vraie, correspond à la tension maximum qui, appliquée et enlevée ensuite, ne ferait subir au métal aucune déformation permanente.

La théorie de l'élasticité admet que la tension est proportionnelle à l'allongement dans la région élastique, c'est-à-dire que la limite élastique est identique à la limite de proportionnalité. A cause de l'hystérésis élastique, il est douteux que dans la région élastique, l'allongement soit toujours la même fraction définie de la tension, que la tension soit positive ou négative.



courbe 3, le diagramme comprend une partie rectiligne, et dans la courbe 4, cette partie rectiligne n'existe pas (1).

La charge maximum qui donne un diagramme du type 1 a été appelée par Galibourg « limite des allongements instantanés sans écoulement en fonction du temps », et par M. Daubresse « limite élastique apparente différée ».

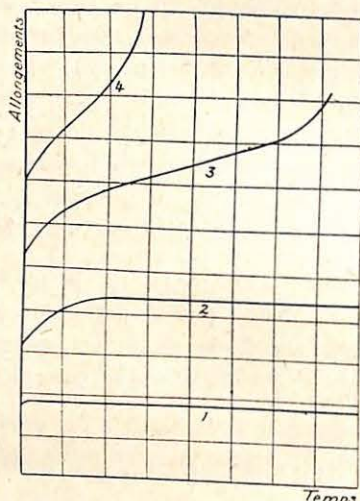


Fig 2 Essais de longue durée à haute température

La charge limite pour laquelle le diagramme passe du type 2 au type 3 se trouve être de son côté une limite supérieure au regard de 2 et une limite inférieure au regard de 3. La considérant de la première manière, Galibourg l'a appelée « limite des écoulements limités », tandis que M. Daubresse, la considérant

(1) Il convient de noter que la réalité des diagrammes des types 1 et 2 est douteuse au moins à partir de certaines températures, et qu'au sujet des limites différées, trois opinions ont été émises :

1<sup>o</sup>) les uns admettent qu'au moins jusqu'à une certaine température, il existe une charge de rupture différée, c'est-à-dire que les diagrammes types 2 et 1 existent;

2<sup>o</sup>) d'autres admettent que si un écoulement se produit (première partie du diagramme 2), il se continuera jusqu'à la rupture, c'est-à-dire que le diagramme type 2 n'existe pas, mais ils admettent encore l'existence du diagramme type 1;

3<sup>o</sup>) D'autres admettent même que pour toutes les tensions, l'écoulement se produit, c'est-à-dire que ni le diagramme 1, ni le diagramme 2 n'existent.

de la seconde manière, l'a dénommée « charge de rupture différée ».

Dans son mémoire prérappelé, M. Daubresse a également donné des diagrammes des *essais de courte durée* pour les températures croissantes de 20 à 600°, se rapportant aux quatre qualités courantes d'acier pour tôles allemandes. Ces essais ont montré :

que le palier situé au-delà de la limite élastique diminue progressivement et disparaît totalement à partir de 275° environ;

que la limite élastique se maintient sensiblement constante jusqu'aux environs de 225°, puis décroît rapidement;

que la charge de rupture croît jusqu'aux environs de 250°, puis décroît rapidement;

que l'allongement de rupture et le coefficient de striction varient en sens inverse de la charge de rupture.

Il est inutile de s'étendre plus longuement sur les essais de courte durée, dont les résultats ne sont pas du tout parallèles à ceux de longue durée (1).

Des résultats fournis par des essais courts, même exécutés dans des conditions identiques, il n'est pas possible, dans l'état actuel des recherches, de déduire les propriétés de résistance des aciers à haute température. Pour connaître ces propriétés, des essais de longue durée à haute température sont absolument nécessaires.

## PARAGRAPHE 2.

L'effet de la température sur les propriétés mécaniques des matériaux employés a fait l'objet d'un nombre considérable d'études qui peuvent être classées de la façon suivante :

1<sup>o</sup>) Essais de longue durée dont le but est de déterminer la tension maximum compatible avec une existence de très longue durée;

(1) A ce sujet, voici deux exemples tirés de l'ouvrage déjà cité de Tapsell :

A 300°, dans des essais courts, un acier à grande résistance et un acier au nickel et chrome ont donné respectivement 68,4 et 77 kgs par mm<sup>2</sup> comme charges de rupture et, sous une tension permanente de 64,5 kgs par mm<sup>2</sup>, ils se sont rompus respectivement après 25 jours et après 18 1/2 jours d'application de cette tension.

A 500°, un acier au chrome et vanadium a donné une charge de rupture de 65,5 kgs par mm<sup>2</sup>, alors qu'un acier fortement chromé n'a donné que 48 kgs par mm<sup>2</sup>, mais sous une tension constante de 18,9 kgs par mm<sup>2</sup>, le premier s'est rompu après 14 1/2 jours et le second après 35 1/2 jours.



2°) Essais de longue durée dont le but est d'observer la façon dont se comportent les matériaux lorsqu'on applique une tension de l'ordre de celles qui sont appliquées en service, aux températures envisagées;

3°) Essais de durée limitée, variable du reste, suivant les expérimentateurs, dont le but est de déterminer la tension dont les effets, au point de vue déformation, ne dépassent pas une certaine limite fixée arbitrairement, pendant le temps des observations.

Les effets des tensions à longue échéance ne peuvent être évalués qu'en corrélation avec les propriétés reconnues par les essais des première et deuxième catégories.

Les essais effectués à haute température par les différents expérimentateurs diffèrent non seulement par la durée, mais également par la précision des mesures, la manière de conduire les essais, etc., de sorte que les résultats obtenus sont rarement comparables entre eux.

Nous allons passer en revue les principaux résultats qui ont été publiés sur les tôles de chaudières.

En 1925, dans le *Journal de Krupp*, Fischer a donné les tableaux des limites élastiques et des charges de rupture de trois qualités I, II et III d'acier au carbone pour tôles de chaudières, couramment utilisées en Allemagne, les limites élastiques correspondant à un allongement permanent de 0,2 % après un essai de 2 heures.

Tempé- ratures.	Tôle S.M.I. (0,06 à 0,11 0/0 C)		Tôle S.M.II. (0,11 à 0,14 0/0 C)		Tôle S.M.III. (0,25 à 0,29 0/0 C)	
	Limite élastique.	Charge de rupture.	Limite élastique.	Charge de rupture.	Limite élastique.	Charge de rupture.
20°	18	35-44	20	41-50	22	44-53
100°	17,5	34	19,5	40	21	44,5
200°	15	40	18	47	20	52
250°	12,5	42	15	48,5	17,5	53
300°	10	37	12,5	43,5	15	48
350°	8,5	32	11,5	37,5	13,5	41
400°	6,5	26,5	9,5	31	12	34,5
450°	6	20,5	8,5	25	10,5	28
500°	5	15	6,5	19	8,5	22

Actuellement, la firme Krupp a réduit la durée de ses essais à 90 minutes, mais elle procède également à des essais plus longs sur lesquels nous ne nous étendrons pas.

## PARAGRAPHE 3.

Galibourg, en juin 1929, dans le bulletin du bureau Veritas, a proposé de définir pratiquement la limite des allongements instantanés sans écoulement en fonction du temps (ou limite élastique apparente différée de M. Daubresse), comme étant l'effort maximum auquel on peut soumettre l'éprouvette placée dans un four électrique réglé automatiquement, et tel que si au bout de 2 heures de charge, on décharge l'éprouvette, on la laisse refroidir et on mesure la distance entre repères, on constate que cette distance n'a pas varié de plus de 1/20.000 de la distance initiale.

Galibourg fait remarquer que les diagrammes d'essais de traction montrent que s'il y a écoulement en fonction du temps, cet écoulement est mesurable au bout de 2 heures et que ce temps suffit, car c'est dans les premiers instants que la déformation est la plus rapide.

Dans le numéro de juin 1931 du bulletin du Bureau Veritas, Galibourg a fourni des essais complets sur les quatre sortes d'aciers ordinaires, utilisés en France pour les tôles de chaudières. Galibourg note les variations d'allongement au 1000<sup>e</sup> de millimètre.

Dans le tableau suivant, nous avons indiqué les moyennes des quatre limites inférieures et supérieures des fourchettes des deux séries d'éprouvettes, essayées par Galibourg.

	A. I.	A. II.	A. III.	A. IV.
Spécifications . . . . .	36-42	40-47	44-52	48-57
R = charge de rupture instantanée à froid.	37,3	44,2	46,8	55,2
E = limite élastique instantanée à froid.	20,5	23,8	25,5	29,5
Rapport $\frac{E}{R}$ . . . . .	0,55	0,54	0,55	0,53
L E D = limite élastique différée à 225°.	10,9	16,8	22,1	23,1
Rapport L E D 225° à R à froid . . . . .	0,28	0,38	0,47	0,42
L E D 325° . . . . .	7,8	13,4	14,5	16,3
Rapport L E D 325° à R à froid . . . . .	0,21	0,30	0,31	0,30
L E D 425° . . . . .	5,1	6,4	7,7	10,7
Rapport L E D 425° à R à froid . . . . .	0,14	0,14	0,16	0,19
L E D 525° . . . . .	3,2	4,0	6,7	9,4
Rapport L E D 525° à R à froid . . . . .	0,09	0,09	0,14	0,17



PARAGRAPHE 4.

*Pomp*, de l'Eisenforschung-Institut de Dusseldorf, a déterminé une certaine tension qu'il appelle « Dauerstand Festigkeit », laquelle ne provoque de la 25<sup>e</sup> à la 35<sup>e</sup> heure qu'une vitesse d'allongement de  $\frac{1,5}{10^5}$  par heure.

D'après les conclusions de son travail, cette tension est la même que celle qui produirait un allongement de  $\frac{3}{10^5}$  par heure de la 5<sup>e</sup> à la 10<sup>e</sup> heure et de  $\frac{5}{10^5}$  par heure de la 3<sup>e</sup> à la 6<sup>e</sup> heure.

Il semblerait d'après cette appellation que l'acier serait capable de supporter pendant une période illimitée, ou tout au moins très longue, toute tension inférieure à cette « Dauerstand Festigkeit », mais il convient de remarquer que la preuve expérimentale de cette interprétation n'a pas été fournie.

Le tableau suivant donne cette « Dauerstand Festigkeit » pour trois aciers au carbone.

	Acier à 0,06 C.	Acier à 0,26 C.	Acier à 0,44 C.
Résistance à froid . . . . .	36	53	65
Dauerstand Festigkeit :			
à 300° . . . . .	31	42	39
à 400° . . . . .	10	15,5	18
à 500° . . . . .	6,5	10	9

PARAGRAPHE 5.

Le Docteur *Hatfield* a défini sous le nom de « Time Yield » la tension qui produit pendant les 24 premières heures, un allongement permanent ne dépassant pas 0,5 % et qui provoque de la 25<sup>e</sup> à la 72<sup>e</sup> heure, un allongement dont la vitesse ne dépasse pas  $\frac{1}{10^6}$  par heure.

Pour un acier à 0,25 % de C, donnant une charge de rupture instantanée de 52 kgs à froid, *Hatfield* a obtenu pour la « Time Yield » :

- 20 kgs à 300°;
- 12 kgs 5 à 400°;
- 6 kgs 2 à 500°.

*Hatfield* considère que la « Time Yield » est une tension utile à haute température, qu'elle est comparable à la limite élastique apparente aux températures normales.

PARAGRAPHE 6.

Le *Laboratoire national anglais* appelle « Limiting creep stress » ou plus simplement « Creep limit », la tension qui, du 30<sup>e</sup> au 50<sup>e</sup> jour, ne provoque pas de vitesse d'allongement supérieure à  $\frac{1}{2,4 \times 10^6}$  par heure.

C'est une tension limite dont l'application est compatible avec une très longue durée de la pièce, une durée pratiquement illimitée, bref, sensiblement une charge de rupture différée.

Dans le tableau ci-dessous, nous avons reproduit les résultats obtenus par le *Laboratoire national anglais* sur des aciers à 44, 49 et 62 kgs, et nous y avons ajouté les chiffres correspondant à un acier à 38 kgs, les chiffres que nous avons obtenus en prenant la moyenne des « creep limit » des aciers à 44 et 49 kgs, réduits dans le rapport de 44 à 38 ou de 49 à 38.

	Acier à 38 kgs	Acier à 44 kgs	Acier à 49 kgs	Acier à 62 kgs
Teneur en carbone en %.	0,10	0,17	0,24	0,50
Creep limit à :				
250° . . . . .	44,2	52,5	56	62,8
300° . . . . .	32,8	38	42	46
400° . . . . .	17,7	20,5	23	24
500° . . . . .	4,9	5,5	6,5	7,7

Ces chiffres sont tirés de l'ouvrage déjà cité de *Tapsell*.

Du même ouvrage, nous extrayons les renseignements suivants qui sont relatifs à des essais d'un acier à 400° et qui montrent



nettement la chute de la vitesse d'allongement pendant les premières heures de l'essai.

Charge.	Vitesse d'allongement		
	entre la 3 <sup>e</sup> et la 6 <sup>e</sup> h.	après 24 h.	entre la 24 <sup>e</sup> et la 72 <sup>e</sup> h.
A	5. 10 <sup>-6</sup>	0,6. 10 <sup>-6</sup>	0,1. 10 <sup>-6</sup>
B	10. 10 <sup>-6</sup>	1,8. 10 <sup>-6</sup>	0,4. 10 <sup>-6</sup>
C	18. 10 <sup>-6</sup>	4,5. 10 <sup>-6</sup>	1,5. 10 <sup>-6</sup>
D	24. 10 <sup>-6</sup>	10. 10 <sup>-6</sup>	5. 10 <sup>-6</sup>

En résumé, ce qui diffère dans les définitions des paragraphes 4, 5 et 6, c'est, d'une part, la durée de la première période de l'essai pendant laquelle la vitesse d'allongement tombe progressivement et qu'il faut négliger dans la mesure de l'écoulement (24 heures suivant Pomp et Hatfield et 30 jours suivant le L. N. A.) et, d'autre part, la valeur de la vitesse d'allongement tolérée au cours de la deuxième période pendant laquelle on suppose que les allongements sont proportionnels à la durée; en somme, les auteurs de ces définitions tâchent de se placer dans la période rectiligne d'un diagramme type 3 de la fig. 2. Quant aux essais de la firme Krupp et de Galibourg, ils restent dans la première période et supposent implicitement l'existence du diagramme type 2 de la figure 3.

PARAGRAPHE 7.

Pour illustrer l'influence de la vitesse d'allongement dans les définitions des paragraphes 4, 5 et 6, nous reproduisons les diagrammes d'essais publiés par M. K. Baumann, d'après les travaux de Bailey, dans « The Metropolitan Vickers Gazette » de février 1931, après conversion des unités en kgr./mm<sup>2</sup> et des températures en degrés centigrades (fig. 3 et 4).

Ces courbes se rapportent à un acier au carbone à 0,15 % de carbone.

La courbe 10<sup>-5</sup> donne les « Creep rate » ou « tensions d'écoulement » qui produisent un allongement permanent de  $\frac{1}{10^5}$  ou  $\frac{1}{100.000}$  par heure, soit 1 % en 1.000 heures.

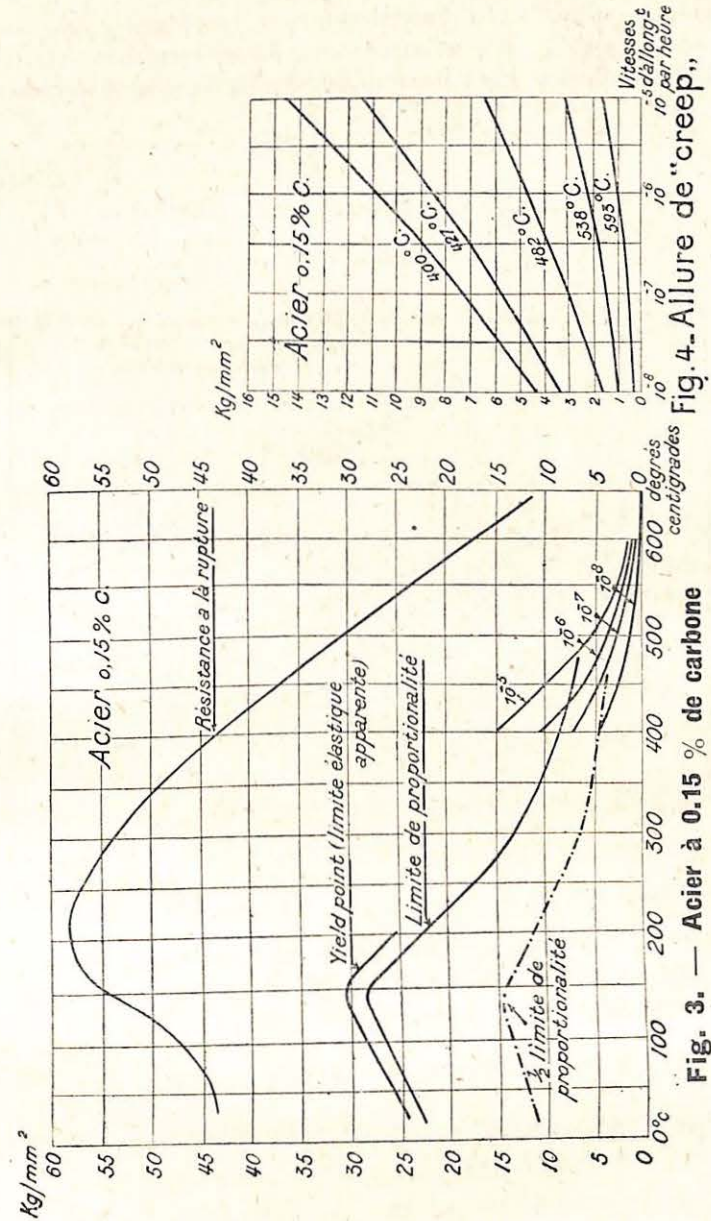


Fig. 3. — Acier à 0.15 % de carbone

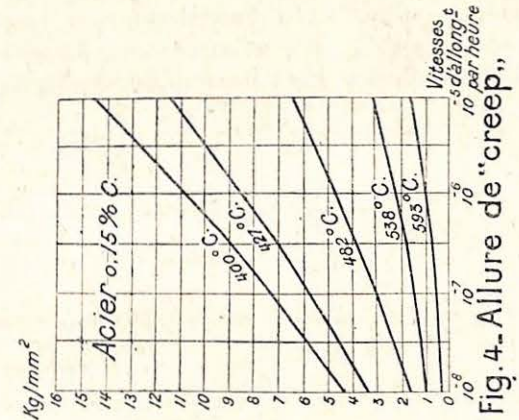
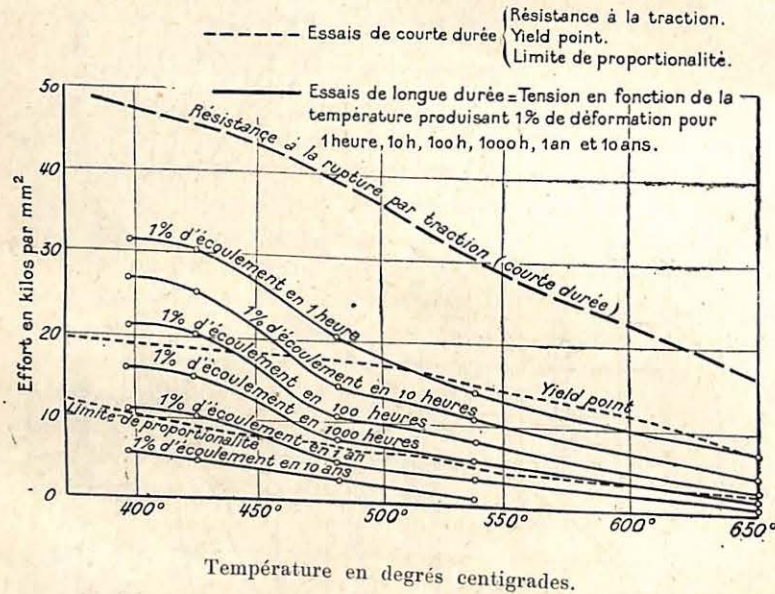


Fig. 4. — Allure de "creep"



Dans un même but d'illustration, nous reproduisons les diagrammes relatifs à un acier coulé au carbone, recuit, et extraits des « Proceedings of the American Society for Testing Materials » (fig. 5).

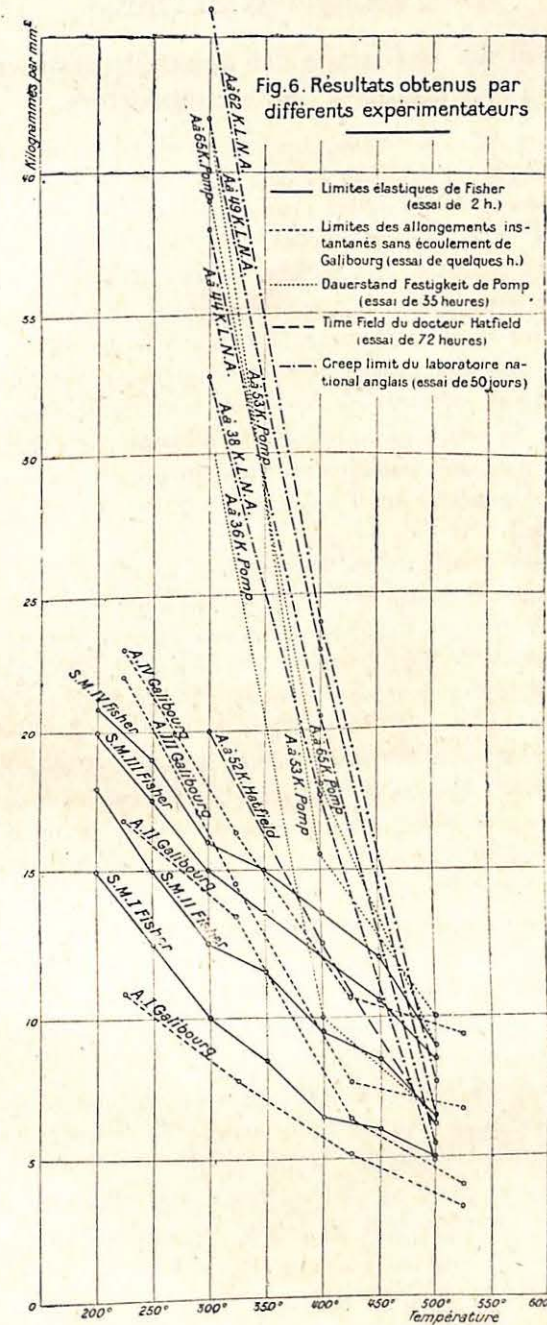
Fig. 5.-Acier coulé recuit à 0,33% de carbone



PARAGRAPHE 8.

Lorsqu'on considère la figure 6 avec les diagrammes des variations des résistances définies ci-dessus, on constate, abstraction faite de l'échelle des ordonnées :

- 1°) que les résultats sont sensiblement parallèles jusque 300°;
- 2°) qu'à partir de 300 à 400°, les diagrammes de Krupp sont moins inclinés que les autres;
- 3°) qu'au-dessus de 400 ou 425°, les inclinaisons des diagrammes augmentent avec la durée des essais.





## DEUXIEME PROBLEME.

## Calcul des épaisseurs des appareils destinés à fonctionner à haute température.

La solution de ce problème demande d'abord qu'on détermine la température pour laquelle la tension de calcul sera choisie.

Dans un corps de chaudière chauffé, la température de la tôle dépasse celle de la vapeur saturée. Dans le cas où la tôle de la chaudière est chauffée directement, ce supplément de température dépend notamment de l'épaisseur de la couche d'incrustation intérieure et peut dépasser 100°. Dans le cas où la tôle est protégée du courant gazeux par des matériaux réfractaires et calorifuges, ce supplément est beaucoup moindre et n'atteint pas 20°. (Voir à ce sujet les suppléments calculés par MM. Damas et Tulcinski dans un mémoire présenté au Congrès international de Mécanique générale tenu à Liège, en 1930, p. 185 du vol. I des mémoires.)

Dans un surchauffeur, vu la mauvaise conductibilité calorifique de la vapeur surchauffée, on peut raisonnablement admettre que la température du métal est la moyenne entre la température des gaz chauds et la température de la vapeur surchauffée, températures qui toutes deux sont variables le long des éléments du surchauffeur.

La sous-commission propose d'admettre pour les calculs :

1°) que pour les corps de chaudières multitubulaires, la température de la tôle peut dépasser de 20° en permanence, la température de la vapeur saturée, mais à la condition que les dits corps soient protégés par une épaisseur convenable de briques réfractaires ou de calorifuges (cette épaisseur sera au moins de 12 cm.).

2°) que pour les corps non chauffés, tels que ceux des locomotives et locomobiles, la température de la tôle est égale à celle de la vapeur saturée du corps de chaudière;

3°) que pour les récipients de vapeur, isolés des générateurs, la température de la tôle est égale à celle de la vapeur saturée ou surchauffée du récipient.

Elle estime que pour les surchauffeurs, les collecteurs devront être soustraits au contact et au rayonnement des flammes.

\* \* \*

Le choix de la température étant fixé, il faut maintenant déterminer, d'une part, quelle fraction des tensions indiquées par les essais rapportés plus haut, il convient d'admettre dans la formule de calcul et, d'autre part, quelle formule de calcul il faut choisir.

## PARAGRAPHE A.

Nous rappellerons d'abord brièvement les différents modes de calcul des enveloppes cylindriques.

*Formule simple du règlement actuel.*

$$e = \frac{a p d}{200 b t} \text{ (unités : longueur en mm. et pression en kgr./c}^2\text{);}$$

$$\text{ou } e = \frac{p d}{2 b \frac{t}{a}} \text{ (unités : long. en mm. et pression en kgr./mm}^2\text{)}$$

$a$  = coefficient de sécurité;

$p$  = pression effective;

$d$  = diamètre intérieur;

$b$  = coefficient de déforçement longitudinal dans la rivure ou dans la partie tubulaire;

$t$  = charge de rupture du métal employé.

C'est la formule classique de la résistance des matériaux, lorsqu'on suppose l'épaisseur faible et par suite la tension constante dans toute l'épaisseur du métal.

Elle ne tient compte que de la tension circonférentielle qui s'oppose à la rupture suivant un plan passant par l'axe du cylindre.

En réalité, le métal de l'enveloppe d'un corps de chaudière est soumis à des tensions multiples, les unes déterminables par le calcul et les autres indéterminables; la formule du règlement actuel néglige donc un grand nombre d'efforts secondaires et c'est l'une des raisons pour lesquelles le règlement a imposé un coefficient de sécurité de 4 à 4,5.

2) *Formule de Lamé.*

Lorsque l'épaisseur augmente, la tension circonférentielle précitée varie notablement de la fibre intérieure à la fibre extérieure.



La théorie de l'élasticité démontre que la tension est la plus grande à la fibre intérieure et que l'épaisseur nécessaire pour la limitation de la tension circonférencielle de la fibre intérieure est donnée par la formule

$$e = \frac{r_i}{b} \left[ \sqrt{\frac{\frac{t}{a} + p}{\frac{t}{a} - p}} - 1 \right]$$

dans laquelle  $r_i$  représente le rayon intérieur du cylindre.

Les formules précédentes ne font intervenir que la première (la plus grande) des trois tensions principales (respectivement circonférencielle, radiale et longitudinale) caractéristiques en tout point de l'état élastique de la matière dans le cas qui nous occupe. On sait qu'avec un tel état élastique, dit triple, comme d'ailleurs aussi dans un état élastique double, on ne peut pas juger de la sécurité par la considération de cette seule tension, mais qu'il faut y substituer une tension *idéale*, celle d'un état élastique simple de comparaison, considéré comme équivalent au point de vue de la résistance que l'on peut attendre de la matière. On sait aussi que les opinions diffèrent sur les conditions de cette équivalence et par suite sur la valeur que l'on doit attribuer à cette tension idéale en fonction des tensions réelles.

Les deux formules suivantes sont basées sur les deux premières conceptions qui ont eu cours à cet égard.

### 3) Formule de Bach.

La formule de Bach est déduite de la théorie de St-Venant d'après laquelle on doit prendre comme tension idéale de comparaison, celle qui, dans un état élastique simple, donnerait le même maximum d'allongement que le système des trois tensions simultanées de l'état élastique triple.

En appelant  $\eta$ , le coefficient de Poisson, cette formule est :

$$e = \frac{r_i}{b} \left[ \sqrt{\frac{\frac{t}{a} + p(1 - 2\eta)}{\frac{t}{a} - p(1 + \eta)}} - 1 \right]$$

et en admettant pour l'acier  $\eta = 0,3$ , la formule devient :

$$e = \frac{r_i}{b} \left[ \sqrt{\frac{\frac{t}{a} + 0,4 p}{\frac{t}{a} - 1,3 p}} - 1 \right]$$

### 4) Formule déduite de la loi de Guest.

D'après Guest, on doit prendre comme tension idéale de l'état élastique simple équivalent, celle qui implique dans la section où elle se produit (section bissectrice des sections principales extrêmes) le même maximum de cisaillement ou tension composante tangentielle, que le système des trois tensions réelles.

On trouve alors comme formule :

$$e = \frac{r_i}{b} \left[ \sqrt{\frac{\frac{t}{a}}{\frac{t}{a} - 2 p}} - 1 \right]$$

Les formules 2, 3 et 4 sont simplifiées en ce qu'elles supposent une pression extérieure nulle et une pression intérieure égale à celle dite effective (tension de la vapeur diminuée d'un kilogramme par  $\text{cm}^2$ ).

## PARAGRAPHE B.

### Tensions secondaires.

Les tensions principales dont tiennent compte les formules 3 et 4, sont les tensions dites primaires, c'est-à-dire celles produites par le seul facteur, pression intérieure.

Rappelons qu'elles sont :

- a) la tension circonférencielle, tension positive ou de traction, croissant de l'extérieur à l'intérieur du corps cylindrique;
- b) la tension radiale, tension négative ou de compression, égale à  $p$  à la fibre intérieure et nulle à la fibre extérieure;
- c) la tension longitudinale, tension positive ou de traction, qui est due à l'action de la pression sur les fonds et qui est constante dans l'épaisseur.



A ces tensions principales, s'ajoutent dans les corps des chaudières multitubulaires, des tensions secondaires sur lesquelles nous allons donner quelques détails.

Dans un mémoire présenté au Congrès international de Mécanique générale tenu à Liège en 1930, MM. Damas et Tulcinski ont calculé quelques-unes de ces tensions secondaires :

1°) du fait que la température du métal diminue dans un corps de chaudière de la fibre extérieure à la fibre intérieure, la fibre intérieure est soumise à une traction circonférencielle qui s'ajoute à la traction  $a$  circonférencielle et la fibre extérieure est soumise à une compression qui se déduit de la traction  $a$  circonférencielle. Dans le cas d'un récipient de vapeur, la fibre intérieure est la plus chaude et sa traction se trouve réduite de la valeur de cette tension secondaire. Dans un corps de chaudière protégé des gaz chauds, cette tension varie de 1 à 2 kgs par  $\text{mm}^2$ ;

2°) les corps des chaudières à haute pression pèsent fréquemment plusieurs dizaines de tonnes; ces corps sont supportés seulement en quelques points et fléchissent entre ces appuis. Il en résulte des efforts de flexion, dont l'évaluation se prête très mal au calcul et qui peuvent cependant atteindre une valeur très importante;

3°) à l'endroit du mandrinage, le métal du corps cylindrique supporte non seulement la fatigue spéciale due au mandrinage, mais également l'effort de la pression de la vapeur sur la paroi intérieure du tube. Il en résulte des tensions secondaires qui s'ajoutent à  $a$  et à  $c$  et qui, moyennant quelques hypothèses, ont pu être calculées par les auteurs; dans les exemples cités par eux, elles varient de 3 kgs 4 à 6 kgs 6 par  $\text{mm}^2$ .

Il convient de retenir de cet examen que parmi les tensions secondaires, les unes sont proportionnelles à la pression et les autres sont indépendantes de la pression.

\* \* \*

Dans une étude très fouillée présentée à la Commission permanente pour les appareils à vapeur, MM. Daubresse et Vinçotte considérant non plus des corps cylindriques géométriquement parfaits et en matériaux homogènes, mais des corps cylindriques et

des fonds bombés de la pratique courante, ont mentionné les causes suivantes de production de tensions secondaires :

1°) la différence entre la forme réelle et les formes simples sur lesquelles sont basées les formules réglementaires; pour une enveloppe cylindrique, la formule réglementaire suppose que la section droite est rigoureusement circulaire, alors que l'exécution pratique s'en écarte inmanquablement dans une certaine mesure.

Le calcul peut aisément démontrer que si la section droite du cylindre est elliptique et que la différence des deux axes atteint la valeur de l'épaisseur de la paroi, la tension circonférencielle peut être triplée.

Des irrégularités locales peuvent produire des effets considérables. C'est ainsi que l'un des auteurs a eu l'occasion de constater à l'extensomètre que les fibres extérieures d'un réservoir soudé, pressé intérieurement, étaient, dans une irrégularité voisine de la ligne de soudure, soumises, non pas à une traction, mais à une compression circonférencielle; on peut juger par là du taux élevé de la traction circonférencielle des fibres intérieures;

2°) l'effet des découpures au bord desquelles la théorie de l'élasticité démontre que dans les matériaux élastiques, la tension peut facilement atteindre trois fois la tension qui existe en pleine tôle;

3°) les simplifications faites par les prescriptions réglementaires en ce qui concerne la forme des appareils. Ainsi, les fonds bombés des corps cylindriques sont calculés comme s'ils constituaient des demi-sphères entières, alors que leur section diamétrale a parfois la forme d'une ellipse ou, plus souvent, d'une série de surfaces courbes se raccordant plus ou moins graduellement les unes aux autres et terminées par un bord cylindrique;

4°) le mandrinage, déjà cité, produit un écrouissage dans un anneau autour du trou; cet anneau est comprimé par le métal qui l'entoure et ce dernier est, par contre, soumis à une traction. Le mandrinage provoque ainsi des tensions internes qui s'ajoutent aux tensions dues à l'action de la pression;

5°) les tensions initiales résultant, soit des opérations de laminage ou de forgeage, soit des opérations de chaudronnerie propre-



ment dites. Les tensions dues à ces causes sont probablement l'origine de bien des ruptures, qui sont inexplicables par l'action des phénomènes dont l'existence est connue. Il peut parfaitement arriver que les tensions initiales soient précisément engendrées dans les zones et suivant les axes où leur présence est la plus dangereuse.

Il convient de noter que généralement, ces tensions élevées sont locales, ce qui est heureux. Lorsqu'elles atteignent ou dépassent la limite apparente élastique, les allongements qu'elles provoquent, prennent de telles proportions que le métal des régions voisines intervient et empêche souvent ces tensions élevées et locales de dépasser notablement la limite élastique.

Les auteurs précités estiment que dans un appareil bien étudié et bien construit, à l'aide de bons matériaux, il n'est pas exagéré d'admettre que la sollicitation réelle peut facilement être égale à deux fois celle calculée par les formules réglementaires.

Ils ajoutent que le *coefficient de sécurité élevé* que le règlement actuel applique à la charge de rupture, a pour but de tenir compte :

1°) de la différence qui existe entre les efforts réels et les efforts calculés par les méthodes simples employées;

2°) de la différence qui existe entre les propriétés réelles des matériaux utilisés et les propriétés qu'on leur attribue, notamment quand les propriétés ont été déterminées sur des éprouvettes normalisées;

3°) de l'ignorance où nous sommes de certaines propriétés des matériaux employés;

4°) de ce que la sollicitation de l'appareil doit en tous cas être inférieure à celle qui peut produire la rupture même différée;

5°) de ce que la sollicitation de l'appareil ne peut produire de déformation importante, laquelle pourrait compromettre, par exemple, l'étanchéité des rivures.

#### PARAGRAPHÉ C.

Nous avons jugé utile de rappeler ces faits, afin de montrer la prudence qui s'impose dans le calcul des chaudières à haute pression où les données d'expérience sont peu nombreuses

Avant de tirer des conclusions pour les appareils à haute pression, il est fort important de savoir comment ceux qui ont étudié les aciers à haute température conseillent d'utiliser les données qu'ils ont publiées, c'est-à-dire comment ils conseillent de choisir les tensions admises pratiquement.

a) La firme Krupp adopte dans la formule de Bach pour les enveloppes cylindriques, comme tension de calcul, les limites élastiques des tableaux de Fischer correspondant à la température de saturation de la vapeur, divisées par 2,35. (Le coefficient de sécurité  $\frac{1}{4}$ , que le règlement actuel applique à la charge de rupture, correspond très sensiblement au coefficient de sécurité 2,35 appliqué à la limite élastique apparente.)

b) Galibourg et Pomp n'ont, à notre connaissance, pas indiqué la tension qu'on pouvait admettre dans les pièces.

c) Hatfield considère que l'on peut admettre une *tension effective*, égale aux deux tiers de la tension qu'il a appelée « Time Yield ».

d) Le Laboratoire national anglais conseille de prendre pour la *tension effective* de service, une tension égale au tiers de la « Limiting creep stress ».

e) Baumann, de la Société Vickers, propose de baser les calculs sur la tension correspondant à une certaine vitesse d'allongement (« Creep rate »), considérée comme admissible et dont la valeur est estimée différemment suivant les cas. A titre d'exemples, Baumann considère comme normales :

une vitesse d'allongement de  $\frac{1}{10^9}$  pour les disques de turbines

calés à la presse sur l'arbre;

une vitesse d'allongement de  $\frac{1}{10^8}$  pour les boulons et brides

boulonnées;

une vitesse d'allongement de  $\frac{1}{10^7}$  pour les tuyauteries de va-

peur et les tubes de chaudières.



Toutefois, Baumann fixe la moitié de la limite de proportionnalité L P, résultant d'un essai de courte durée, comme limite maximum ne pouvant être dépassée en aucun cas. Pratiquement, cela revient à prendre directement cette dernière limite jusqu'à une température généralement située entre 400 et 500° et à prendre au delà de cette température, la tension correspondant au « creep rate » précité.

Pour l'acier à 44 kgs et à 0,15 % de carbone, la rencontre des deux courbes (moitié de la limite proportionnelle et « Creep rate » 10<sup>-7</sup>) a lieu vers 480°.

Quoique la proposition de Baumann soit très intéressante, puisqu'elle s'appuie pour les aciers au carbone jusque vers 480°, sur des essais courts, nous n'avons pu la retenir pour les trois raisons suivantes :

1°) Baumann fait entrer dans ses calculs, entre autres la limite de proportionnalité; nous estimons qu'il convient pour les calculs de résistance à haute température de ne pas prendre cette limite en considération, parce qu'elle dépend dans une trop forte mesure de la sensibilité des appareils employés;

2°) Baumann ne semble pas tenir compte de la différence entre la tension réelle ou effective et la tension calculée, ce qui paraît illogique, sauf dans le cas de pièces pour lesquelles le calcul peut être fait très exactement;

3°) Les tensions qui, d'après Baumann, provoquent une vitesse

d'allongement de  $\frac{1}{10^7}$  par heure sont notablement inférieures à celles qui, d'après le Laboratoire national anglais, produisent

une vitesse d'allongement de  $\frac{1}{2,4 \times 10^6}$  par heure après 30 jours d'application, ce qui paraît contradictoire.

f) De l'ouvrage de Tapsell déjà cité, sur « The Creep of metals », nous extrayons le tableau suivant, très intéressant, qui donne les *valeurs comparatives* de la tension de travail pour de l'acier demi-dur au-dessus de 400°, sur la base d'une tension de travail de 4 tonnes par pouce carré (ou 6,3 kgs/mm<sup>2</sup>) à 400° C.

Expérimentateurs.	Désignation de la limite d'écoulement qui sert de base à la fixation de la tension de travail.	Type d'essai.	Tension de travail à différentes températures, en tonnes par pouce carré.				
			425°.	450°.	475°.	500°.	525°.
Lea.	Creep limit.	Short time	2,9	2,25	1,7	1,25	0,95
Cournot et Savagewa.	Limit of viscosity.	Id.	3,05	2,4	1,95	1,6	1,3
Pomp et Damen.	Dauerstandfestigkeit.	Id.	3,5	3,05	2,4	1,65	—
Wiberg.	Idem.	Id.	3,1	2,45	1,9	1,4	1,0
Hatfield.	Time Yield.	Id.	3,45	3,0	2,5	2,0	1,6
Tapsell.	Limiting creep Stress.	Long time	3,15	2,5	1,85	1,3	0,85
French.	Stress corresponding to 0,1 % déformation in 1.000 hours.	Id.	3,35	2,85	2,4	2,0	0,65
Kanter et Spring.	Stress corresponding to 1 % déformation in 10 years. (Cast Steel Only).	Id.	3,5	2,8	2,1	1,55	1,0
Bailey.	—	Id.	3,1	2,5	1,9	1,45	1,05
Valeurs moyennes (1)			3,21	2,64	2,10	1,60	1,06

PARAGRAPHE D.

Comme points de départ, la sous-commission a admis :

1°) que jusqu'à la température de 250° dans la tôle, l'expérience démontre qu'on peut conserver la formule simple de l'ancien règlement :

$$e = \frac{p d}{2 b \frac{t}{a}}$$

p étant exprimé en kgs par mm<sup>2</sup>;

2°) qu'à 400°, conformément à l'opinion de M. Vinçotte, l'expérience semble démontrer que pour l'acier à 38 kgs/mm<sup>2</sup>, on peut, dans le calcul des réservoirs assécheurs, admettre la

même formule simple dans laquelle  $\frac{t}{a}$  ne serait qu'environ 4 kgs

(1) Ne comprenant pas les résultats de Bailey et de Kanter et Spring.



par mm<sup>2</sup> (cas des rivures à double couvre-joint), au maximum 4,2 kgs/mm<sup>2</sup>;

3°) qu'à 450°, il semble bien que pour le même acier et les mêmes appareils, il faille se borner à environ 2,5 kgs/mm<sup>2</sup> pour —;

4°) qu'en vue d'éviter le danger de recristallisation des aciers extra doux, il convient d'exiger dans les appareils à haute pression que l'acier ait au moins une charge de rupture de 38 kgs/mm<sup>2</sup> à la température ordinaire;

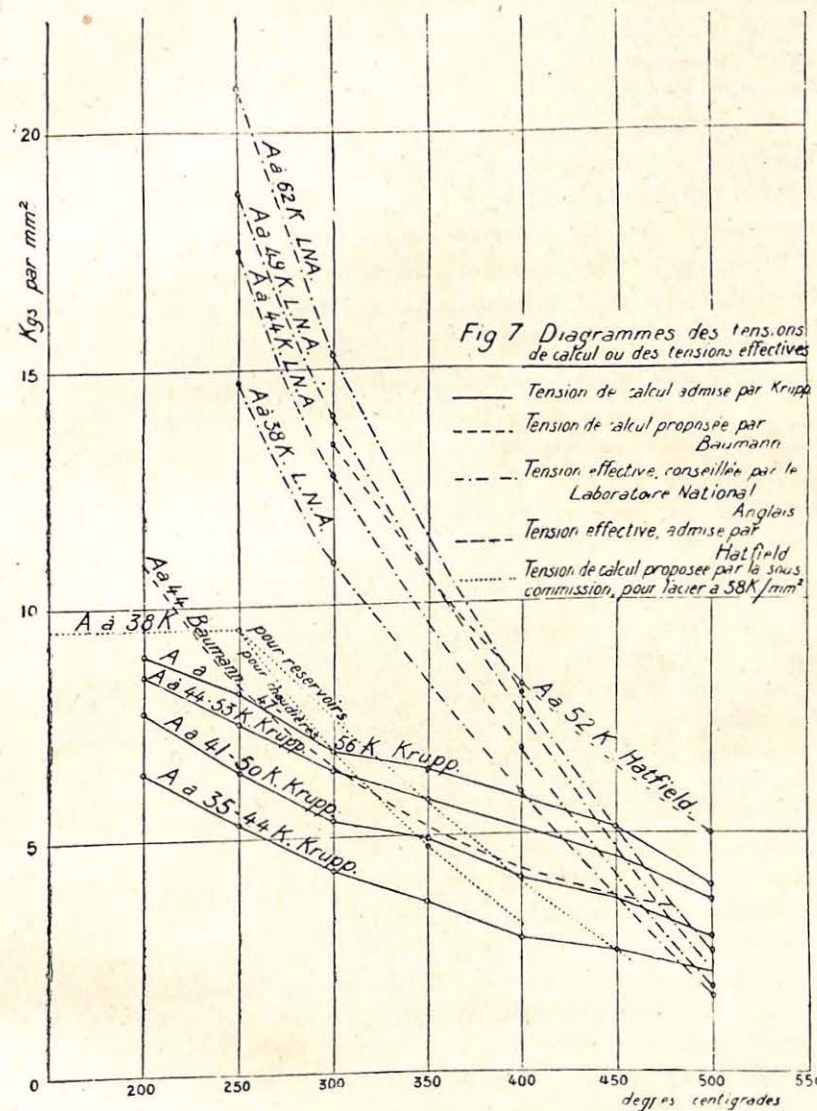
5°) qu'il convient que la nouvelle formule qui sera proposée donne à 250° la même épaisseur que la formule de l'ancien règlement.

La sous-commission a estimé que les résultats des essais de faible durée (Krupp-Galibourg) ne pouvant être admis pour toutes les températures auxquelles l'acier au carbone est employé actuellement dans les appareils à vapeur (température voisine de 450°), ces essais ne pouvaient servir de base à la nouvelle formule.

Quoique les résultats des essais de Pomp soient très intéressants, leur allure au-dessus de 400° a porté la sous-commission à ne pas les retenir actuellement; elle espère que de nouvelles recherches permettront à l'avenir d'utiliser ces résultats, qui présentent l'avantage de n'exiger que des essais de 6 heures.

Quant aux essais de Hatfield, tout en reconnaissant leur grande valeur et tout en appréciant la grande utilité qu'il y aurait à pouvoir se baser sur des essais de 72 heures (Hatfield) au lieu d'essais de 50 jours (Laboratoire national anglais), la sous-commission a estimé qu'au-dessus de 400° environ, les tensions déduites des essais de Hatfield étaient trop élevées, mais elle a noté que sous 400°, les tensions indiquées par Hatfield coïncidaient avec celles fournies par le L. N. A. ou leur étaient légèrement inférieures (voir sur la fig. 7 les courbes A à 52 kgs Hatfield et Δ à 49 kgs L. N. A.).

Pour toute l'étendue des températures auxquelles les aciers au carbone sont employés, il ne reste à considérer à l'heure actuelle que les diagrammes déduits des essais du Laboratoire national anglais.





A) *Réceptifs-assécheurs.*

Sur la fig. 7, nous avons tracé les diagrammes de la tension effective, conseillée par le Laboratoire national anglais. Cette tension effective ne peut être introduite dans les formules de calcul des épaisseurs, sans avoir été divisée par un certain coefficient de sécurité.

Ce coefficient est absolument nécessaire pour tenir compte notamment de l'écart entre la tension réelle dans la pièce et la tension calculée et de l'écart entre les propriétés du matériau employé et celles du matériau essayé, préalablement normalisé.

Reprenons les valeurs admises par la sous-commission au début du paragraphe D et comparons-les aux tensions effectives conseillées par le Laboratoire national anglais.

Acier à 38 kgs/mm<sup>2</sup>.

Température du métal.	Tension de calcul admise par la sous-commission.	Tension conseillée par le L.N.A.	Rapport.
250°	9,5	14,7	1,55
400°	4,0	5,8	1,45
450°	2,5	3,85	1,54

soit en moyenne un coefficient de sécurité de 1,5.

Généralisant cette conclusion, la sous-commission propose d'admettre provisoirement dans le calcul des réservoirs de vapeur, comme tension de calcul, les deux tiers de la tension effective conseillée par le L. N. A., c'est-à-dire les 2/9 de la « Limiting creep stress » définie par ce laboratoire.

M. Legein a signalé que la formule :

$$\theta = \frac{R (550-t) (1200-t)}{a \quad 285.000}$$

dans laquelle :

R = charge de rupture à la température ordinaire,

a = coefficient de sécurité du règlement actuel,

t = température du métal,

répondait exactement aux principes admis comme points de départ de ce paragraphe D aux pages 23 et 24 de la note.

Cette formule donne d'ailleurs des résultats très voisins de ceux qu'on obtient en prenant les 2/9 de la « Limiting creep

stress », ainsi que le montre le tableau suivant des tensions de calcul  $\theta_1$  obtenues en prenant les 2/9 de la « Creep limit » et  $\theta_2$  déduites de l'équation de M. Legein.

Températures en degrés C.	Acier à 38 kgs		Acier à 44 kgs		Acier à 49 kgs	
	0 1	0 2	0 1	0 2	0 1	0 2
250	9,8	9,5	11,6	11	12,4	12,25
300	7,3	7,5	8,5	8,7	9,3	9,7
350	5,5	5,7	6,3	6,6	7,1	7,3
400	3,9	4,0	4,5	4,7	5,5	5,2
450	2,6	2,5	3,0	2,9	3,4	3,2
500	1,2	1,16	1,5	1,35	1,7	1,5

La sous-commission s'est ralliée à la formule de M. Legein.

En présence des divergences des résultats obtenus par les expérimentateurs sur les aciers au carbone au delà de 450° d'une part et des faibles résistances unitaires de ces aciers au delà de 460° d'autre part, la sous-commission estime que les aciers au carbone ne devraient pas être utilisés au delà de 460°.

La température  $t$  à introduire dans l'équation de  $\theta$  est la température normale de fonctionnement du réservoir, mais la sous-commission estime que les tensions ainsi déterminées permettent un certain dépassement temporaire de cette température sans danger de compromettre la sécurité.

Nous reviendrons plus loin sur la formule de calcul.

B) *Corps cylindriques de chaudières.*

Si les fortes surchauffes (pour fixer les idées, disons les surchauffes supérieures à 350°) sont employées depuis de nombreuses années, il n'en est pas de même des fortes pressions : les installations de chaudières à plus de 50 kgs (températures de saturation égale à 264° seulement) ne sont pas très nombreuses et sont relativement récentes; celles à plus de 100 kgs (température = 310°) sont rares.

L'expérience des chaudières à haute pression est donc peu étendue et une très grande prudence s'impose dans le choix de la tension de calcul, car l'expérience des réservoirs-assécheurs de vapeur surchauffée ne peut pas s'appliquer sans réserves aux corps de chaudières. En effet, il y a dans ces derniers des tensions secondaires qui n'existent pas dans les réservoirs ou au moins



qui n'agissent pas défavorablement dans ces réservoirs; nous citons : 1°) les tensions créées par la différence de température entre les fibres intérieures et les fibres extérieures, qui s'ajoutent aux tensions circonférencielles primaires des fibres intérieures (tandis que dans les assécheurs, elles se retranchent); 2°) les tensions de flexion dues au mode de suspension des corps de chaudières; 3°) les fatigues spéciales produites par le mandrinage des tubes et l'action de la pression de la vapeur à l'intérieur des tubes sur la partie mandrinée.

Il s'ensuit que le coefficient de sécurité à admettre dans le calcul des corps de chaudière devra être supérieur à celui des assécheurs. En outre, comme ces tensions secondaires particulières aux chaudières sont indépendantes de la pression (sauf la 2° partie du 3°), il faudra que ce coefficient de sécurité augmente avec la température.

Développons davantage ce dernier point :

Si nous admettons, à titre d'exemple, que la tension de dilatation soit 1 kgr./mm<sup>2</sup> (ce qui est souvent dépassé) et que la fatigue due au mandrinage ne soit que de 2 kgs/mm<sup>2</sup> avec l'acier à 38 kgrs, dont la fatigue calculée à 250° est de 9,5 kgs/mm<sup>2</sup>, ces deux tensions supplémentaires porteront cette fatigue de 9,5 à 12,5 kgs/mm<sup>2</sup> et le coefficient de sécurité par rapport à la ten-

sion effective du L. N. A., tombera de  $\frac{14,7}{9,5} = 1,55$  à  $\frac{14,7}{12,5} = 1,17$ . Mais à 350°, la fatigue calculée, qui est de  $\frac{14,7}{1,5} = 9,8$  kgs,

serait en réalité portée à 5,5+1+2, soit 8,5 kgs par le fait de ces deux tensions secondaires, c'est-à-dire qu'il n'y aurait plus de coefficient de sécurité.

Cet exemple montre qu'il est de toute nécessité pour les corps de chaudières, d'augmenter le coefficient de sécurité au fur et à mesure que la température s'élève si l'on veut garder la même sécurité qu'à 250°.

Quant à déterminer comment ce coefficient de sécurité doit croître, nous reconnaissons que l'expérience ne nous fournit que bien peu d'éléments et si nous essayons de calculer cet accroissement par un raisonnement, nous entrons en plein dans les hypothèses arbitraires.

A titre d'exemples, essayons de déterminer le coefficient de sécurité à appliquer aux tensions effectives du L. N. A. à 350°, pour que la tension de calcul augmentée de 1, ou de 2, ou de 3 kgs/mm<sup>2</sup> de tensions secondaires donne la même sécurité qu'à 250°.

A 250°, les coefficients de sécurité pour les trois sortes d'acier sont respectivement :

avec 1 kgr./mm<sup>2</sup> de tensions supplémentaires :

$$k_1 = \frac{14,7}{9,5+1} = 1,40 \quad \frac{17,5}{11+1} = 1,45 \quad \frac{18,7}{12,25+1} = 1,41;$$

avec 2 kgs/mm<sup>2</sup> de tensions supplémentaires :

$$k_2 = \frac{14,7}{9,5+2} = 1,28 \quad \frac{17,5}{11+2} = 1,34 \quad \frac{18,7}{12,25+2} = 1,31;$$

avec 3 kgs/mm<sup>2</sup> de tensions supplémentaires :

$$k_3 = \frac{14,7}{9,5+3} = 1,17 \quad \frac{17,5}{11+3} = 1,25 \quad \frac{18,7}{12,25+3} = 1,22;$$

soit en moyenne  $k_1 = 1,4$ ,  $k_2 = 1,3$  et  $k_3 = 1,2$ .

A 350°, un calcul inverse conduira à la tension de calcul :

avec 1 kgr./mm<sup>2</sup> de tensions supplémentaires :

$$\frac{8,2}{1,4} - 1 = 4,85 \quad \frac{9,5}{1,4} - 1 = 5,8 \quad \frac{10,7}{1,4} - 1 = 6,7;$$

avec 2 kgs/mm<sup>2</sup> de tensions supplémentaires :

$$\frac{8,2}{1,3} - 2 = 4,3 \quad \frac{9,5}{1,3} - 2 = 5,3 \quad \frac{10,7}{1,3} - 2 = 6,2;$$

avec 3 kgs/mm<sup>2</sup> de tensions supplémentaires :

$$\frac{8,2}{1,2} - 3 = 3,8 \quad \frac{9,5}{1,2} - 3 = 4,9 \quad \frac{10,7}{1,2} - 3 = 5,9.$$

Par rapport aux tensions effectives du L. N. A., ces tensions de calcul supposent les coefficients de sécurité suivants :

$$k'_1 = \frac{8,2}{4,85} = 1,69 \quad \frac{9,5}{5,8} = 1,64 \quad \frac{10,7}{6,7} = 1,60;$$



$$k'_2 = \frac{8,2}{4,3} = 1,91 \quad \frac{9,5}{5,3} = 1,89 \quad \frac{10,7}{6,2} = 1,73;$$

$$k'_3 = \frac{8,2}{3,8} = 2,1 \quad \frac{9,5}{4,9} = 2,04 \quad \frac{10,7}{5,9} = 1,82.$$

Après examen de ce tableau, la sous-commission propose d'admettre à 350° provisoirement un coefficient de sécurité de 1,8 au lieu de 1,5 à 250° et de faire croître le coefficient de sécurité proportionnellement à la température, de 250 à 400°; l'avenir nous apprendra si ce coefficient est trop fort ou trop faible.

La formule

$$\theta = \frac{R (550-t) (1200-t)}{a \quad 285.000}$$

donnant la tension de calcul pour les réservoirs-assécheurs serait remplacée par la formule

$$\theta' = \frac{R (550-t)(1200-t)}{a [(1+0.002(t-250))] \quad 285.000} \quad X$$

A titre de comparaison, pour une chaudière à 100 kgs/c<sup>2</sup>, rapprochons cette tension  $\theta'$ , de la tension  $\theta''$  admise par la firme Krupp. A 100 kgs/c<sup>2</sup>,  $t_s$  est égale à 310° et  $t$  de la tôle, d'après la sous-commission, est égal à 330°.

$$\theta' \text{ pour } 330^\circ \text{ et pour l'acier à } 44 \text{ kgs, est égale à}$$

$$\frac{44 (550-330)(1200-330)}{4 [(1+0.002(330-250))] \quad 285.000}$$

$$= 6,37 \text{ kgs/mm}^2.$$

$\theta''$  pour 310° et pour l'acier à 44 kgs, est égale à 6,35 kgs/mm<sup>2</sup>.

Pour la même pression, mais avec de l'acier à 38 kgs/mm<sup>2</sup>, on trouve :

$$\theta' = 5,5 \text{ kgs/mm}^2;$$

$$\theta'' = 4,4 \text{ kgs/mm}^2.$$

### C) Choix de la formule de calcul.

Il convient de noter tout d'abord que les formules de calcul indiquées sous les nos 2, 3 et 4 du paragraphe A de ce chapitre sont toutes basées sur les déformations élastiques du métal et qu'elles ignorent les écoulements visqueux qui se produisent aux

températures élevées. Nous ignorons comment ces écoulements modifient les conclusions de la théorie de l'élasticité, mais nous pouvons raisonnablement supposer qu'ils tendent à uniformiser les tensions dans l'épaisseur du métal.

Appliquons les quatre formules indiquées dans le paragraphe A au cas d'un corps cylindrique de chaudière de 1 mètre de diamètre intérieur, en acier de 44 kgs/mm<sup>2</sup>, dont le coefficient  $b$  de déformement est de 0,50 et dont le métal est porté successivement à 250°, 300°, 330°, 350°. Nous dresserons ainsi le tableau suivant :

p. kgs, cm <sup>2</sup>	Tempér. de la vapeur saturée.	Tension de calcul.	Formule du règlement actuel.	Formule de Lamé.	Formule de Bach.	Formule déduite de la loi de Guest.
		kgs/mm <sup>2</sup>	mm.	mm.	mm.	mm.
27,4	230°	11	24,9	24,7	21,8	26,0
61,2	280°	7,9	81,3	84,6	79,0	92,7
99,4	310°	6,4	155,3	169,5	153,6	204,4
121,8	330°	5,5	235,6	272,4	257,0	377,2

Ce tableau montre que la formule du règlement actuel pourrait être employée sans danger jusqu'à la pression de 100 kgs/c<sup>2</sup>.

La sous-commission propose de conserver la formule simple du règlement actuel, même au delà de 100 kgs/c<sup>2</sup>.

### D) Emploi des aciers au Ni, Cr, W, etc.

Tout ce qui précède se rapporte aux aciers au carbone.

Malgré toutes les études déjà publiées sur les aciers spéciaux, il n'est pas possible à l'heure actuelle de donner des formules de calcul applicables à ces aciers spéciaux.

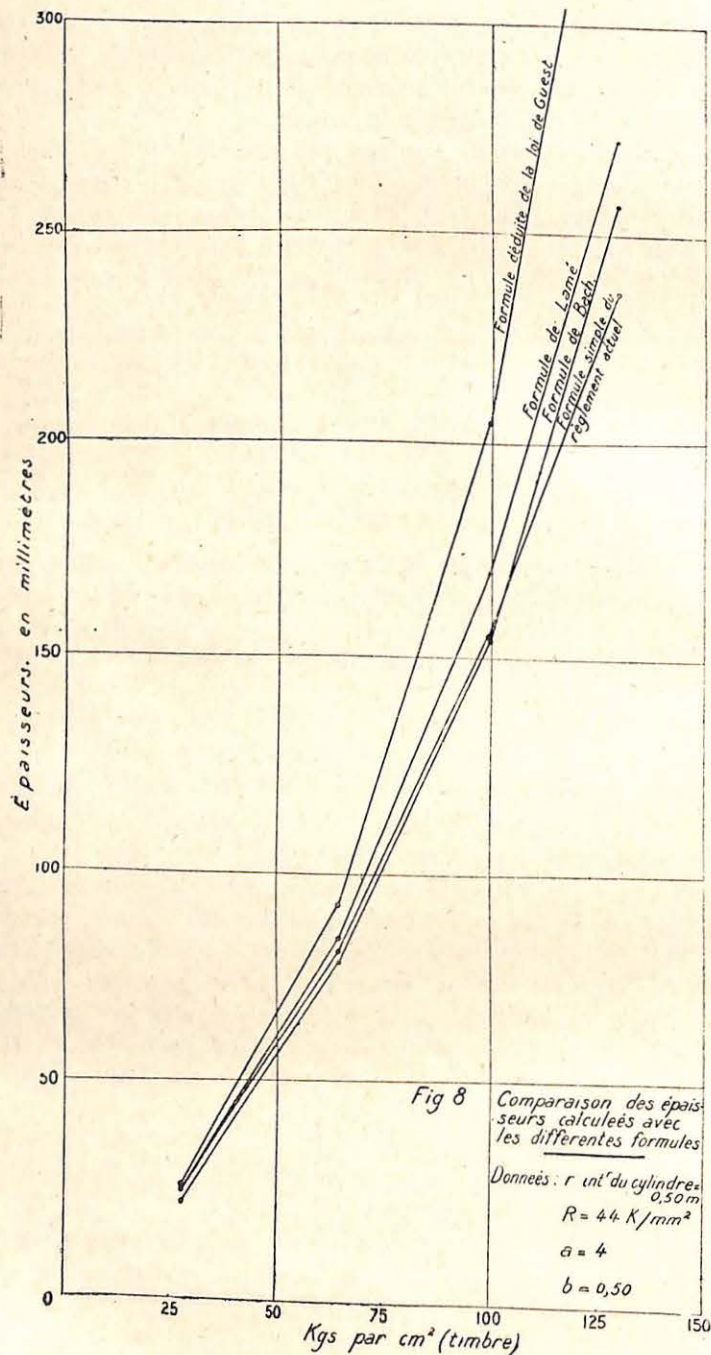
Pour les aciers autres que ceux au carbone, la sous-commission statuera sur chaque cas particulier qui lui sera soumis; provisoirement, elle appliquera les mêmes coefficients de sécurité que pour les aciers au carbone, à savoir :

1°) pour les assécheurs, 1,5 à la tension effective conseillée par le L. N. A., c'est-à-dire 4,5 au « Creep limit » de ce laboratoire; ou bien jusque 400°, 2,25 à la « Time Yield » définie par Hatfield;

2°) pour les chaudières, les coefficients de sécurité 1,5 ou 4,5 et 2,25 des assécheurs seront multipliés par  $1+0,002(t-250)$ ,  $t$  étant la température du métal.

Afin de pouvoir statuer, la sous-commission devra recevoir du constructeur des résultats d'essais en nombre suffisant pour tra-





cer le diagramme de la « Creep limit » ou de la « Time Yield » du métal mis en œuvre.

Tenant compte des difficultés que présentent des essais de 30 à 50 jours exécutés suivant la méthode du L. N. A., la sous-commission tient à faire remarquer dès maintenant qu'elle n'entend nullement exiger de tels essais pour toutes les tôles en aciers spéciaux des réservoirs destinés à être portés à plus de 400°. Elle se rallie à l'avis de Tapsell qui, dans l'ouvrage déjà cité, estime que pour un acier inconnu, un essai de 30 à 50 jours est nécessaire et suffisant pour édifier complètement sur la manière dont cet acier se comportera dans le temps et qui admet que pour des aciers connus (aciers au carbone ou aciers spéciaux à faible alliage), un essai de courte durée suivant la méthode de Hatfield est suffisant.

Mais au-dessus de 400°, la sous-commission appliquera à la « Time Yield » un coefficient de sécurité supérieur à 2,25 et déduit de la comparaison de la « Creep limit » et de la « Time Yield » des aciers au carbone, au-dessus de 400°.

E) Cas des chaudières et des récipients fonctionnant actuellement à une température supérieure à 250°.

Lorsque la Commission aura proposé un règlement pour le calcul des chaudières à haute pression et que ce règlement aura été accepté par Arrêté Ministériel, il conviendra qu'à la lumière des développements qui précèdent, les épaisseurs des chaudières et des récipients qui fonctionnent à plus de 250°, soient vérifiées par les fonctionnaires de l'inspection des chaudières.

Les dossiers des appareils qui ne satisferont pas au nouveau règlement seront transmis à la Commission, avec les observations des propriétaires et les avis des ingénieurs-chefs de service pour la surveillance des appareils à vapeur.

La sous-commission examinera ces dossiers et proposera à la Commission des tolérances ou des abaissements de timbre ou des abaissements de température de surchauffe.

Après cet examen, tout récipient ancien, comme tout récipient nouveau, portera sur sa plaque de timbre l'indication de sa température normale de fonctionnement.

Les Membres,

P. Daubresse, F. Legein, R. Vinçotte.

Le Secrétaire,

M. Guérin.

Bruxelles, le 28 avril 1932.