

Zeitschrift: Schweizerische Bauzeitung
Herausgeber: Verlags-AG der akademischen technischen Vereine
Band: 85/86 (1925)
Heft: 8

Artikel: Pose d'une conduite d'eau potable dans le Lac Léman à Genève
Autor: Miche, Rob.
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-40075>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. [Voir Informations légales.](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. [See Legal notice.](#)

Download PDF: 16.05.2025

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

INHALT: Pose d'une conduite d'eau potable dans le Lac Léman à Genève. — Das Chilehaus in Hamburg und die Bauordnung. — Eine Monographie über Einsiedeln. — Normalisierung der Apparate beim Bau der elektrischen Lokomotiven der S. B. B. — Miscellanea: Bau dreier Allegheny-Brücken in Pittsburg. Neue Dalben-Bauart im Hafen von Rotterdam. Internationale Städtebau-Tagung New York 1925. Das Flugzeug als

Rettungsmittel. Leipziger Technische Messe. Berufsmoral und öffentliche Interessen. Deutscher Beton-Verein. Eidgen. Technische Hochschule. — Konkurrenzen: Ausgestaltung der Seeufer der Stadt Zürich und ihrer Vororte. — Literatur: Die Ventilatoren. Baukunst. Literar. Neuigkeiten. — Vereinsnachrichten: St. Gallischer Ingenieur- und Architekten-Verein. Zürcher Ingenieur- und Architekten-Verein. S. T. S.

Band 85.

Nachdruck von Text oder Abbildungen ist nur mit Zustimmung der Redaktion und nur mit genauer Quellenangabe gestattet.

Nr. 8

Pose d'une conduite d'eau potable dans le Lac Léman à Genève.

Par ROB. MICHE, Dr. ès sc. math., ing., Genève.

(Suite et fin.)

Les efforts auxquels la *partie articulée* de la conduite est soumise pendant et après la pose dépendent uniquement de son poids propre. Par conséquent, l'épaisseur de la tôle de la conduite ne joue aucun rôle dans la détermination des fatigues, car le moment de résistance de la conduite et son poids propre sont à peu près proportionnels. Vu les bonnes expériences faites dans le lac de Genève, quant aux attaques de la rouille, on s'est contenté d'une épaisseur de 5 mm.

Le seul élément à fixer par le calcul est la longueur l des tronçons. Si le terrain sur lequel doit reposer la conduite est rocheux ou très irrégulier, il est préférable qu'elle ne touche pas le sol. Pour réaliser cette condition, on munit

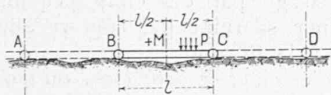


Fig. 12.

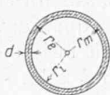


Fig. 14.

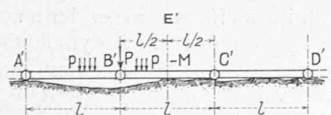


Fig. 13.

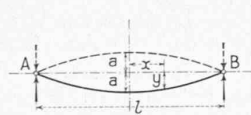


Fig. 15.

d'un dé la partie inférieure de chaque articulation. La conduite est ainsi surélevée et repose sur le sol uniquement par l'intermédiaire des dés. La sollicitation à la flexion qui résulte de ce dispositif est donnée par la figure 12.

Dans notre cas particulier, cette manière de procéder a été jugée inutile sinon inopérante à cause de la faible résistance du terrain, et la conduite repose sur le sol. La figure 13 indique l'hypothèse la plus défavorable dans ce cas. Cependant, dans un terrain mou, la sollicitation effective de la conduite à la flexion sera moindre, car l'appui en E' tassera et s'élargira et le moment de flexion en ce point diminuera notablement. En tenant compte de la nature du terrain sous-lacustre, la diminution du moment de flexion a été admise à 50 %.

Soit $p = 0,000525$ t/cm le poids propre de la conduite,
 $P = 0,350$ t le surplus de poids propre dû à une rotule,

$$\varepsilon = \frac{7,85 - 1}{7,85} = 0,873 \text{ le facteur de diminution de poids du fer immergé,}$$

$$\sigma = 1,000 \text{ t/cm}^2 \text{ la fatigue admissible de l'acier à l'état définitif,}$$

$$\sigma = 1,300 \text{ t/cm}^2 \text{ la fatigue admissible de l'acier pendant la pose et due à des efforts soit statiques soit dynamiques,}$$

$$E = 2000 \text{ t/cm}^2 \text{ le module d'élasticité du tuyau,}$$

$$\left. \begin{array}{ll} r_i = 20,0 \text{ cm} & r_m = 20,25 \text{ cm} \\ r_e = 20,5 \text{ cm} & d = 0,5 \text{ cm,} \end{array} \right\} \text{ fig. 14.}$$

$$J = \frac{r_m^2}{2} 2 \pi r_m d = \pi r_m^3 d = 13044 \text{ cm}^4,$$

$$W = \frac{J}{r_e} = 637 \text{ cm}^3.$$

Nous choisissons $l = 2250$ (élément droit) + 64 (rotule) = 2314 cm comme distance maximum d'axe en axe entre deux articulations. Il s'en suit pour l'hypothèse indiquée par la figure 12 :

$$M + = \frac{\varepsilon p l^2}{8} = \frac{0,873 \cdot 0,000525 \cdot 2314^2}{8} = 306 \text{ tcm}$$

$$\sigma + = \pm \frac{M +}{W} = \pm \frac{306}{637} = \pm 0,48 \text{ t/cm}^2.$$

et pour celle de la figure 13 :

$$M - = \varepsilon \left(\frac{p l}{2} + P \right) \frac{l}{2} + \varepsilon \frac{p l}{2} \frac{l}{4} = 3 \frac{\varepsilon p l^2}{8} + \varepsilon \frac{P l^2}{2} = 1271 \text{ tcm}$$

$$\sigma - = \pm \frac{M -}{W} = \pm \frac{1271}{637} = \pm 2,00 \text{ t/cm}^2,$$

soit pour les 50 % de cette valeur $\sigma - = \pm 1,00 \text{ t/cm}^2$.

D'autre part, pendant l'immersion, les tronçons suspendus au droit des articulations subissent des efforts dynamiques assez sérieux dus aux vibrations des tronçons, aux mouvements des bateaux de pose, etc.

Cependant l'effort le plus considérable est produit lorsque les câbles de suspension sont mollis trop brusquement et que le tronçon descendant soudainement se met à osciller avant son immersion. L'amplitude maximum de l'oscillation est limitée à la valeur donnant aux points d'appui des réactions dynamiques négatives égales à la réaction du poids propre, car les câbles de suspension ne peuvent évidemment supporter une réaction résultante dirigée vers le haut. Le moment de flexion maximum agissant sur le tronçon sera la somme du moment dû au poids propre et de celui produit par l'oscillation.

Soit y la flèche du tuyau au point x et au temps t (figure 15), m la masse du tuyau par unité de longueur $= \frac{p}{g}$, g étant l'accélération de la pesanteur.

On sait que le moment fléchissant d'une poutre est lié à la flèche y par la relation: $M = -E J y''$ et à la charge unitaire correspondante q par $M_x'' = -q$.

Donc

$$q = E J y_x^{IV}$$

Cette charge q se compose du poids propre p et des résistances d'inertie dues au mouvement, soit $-m y_t''$.

L'équation différentielle de la ligne élastique d'une poutre soumise à des oscillations est donc:

$$E J y_x^{IV} + m y_t'' = p \quad (1)$$

La solution de l'équation (1) comporte deux termes: d'une part, la solution particulière y_0 fonction de x seul et représentant la parabole biquadratique de la déformation statique due au poids propre p , d'autre part la solution générale de l'équation (1) sans second membre. Cette solution est une série de Fourier à deux variables. En se bornant à l'oscillation fondamentale du tuyau, ce qui est le seul cas intéressant en pratique, on peut écrire:

$$y = a \cos \pi \frac{x}{l} \cos 2 \pi f t + y_0$$

a représente l'amplitude maximum de l'oscillation, f la fréquence provisoirement inconnue.

Pour déterminer f , nous introduisons y dans l'équation (1), ce qui donne:

$$E J \left[a \left(\frac{\pi}{l} \right)^4 \cos \frac{\pi x}{l} \cos 2 \pi f t + y_0^{IV} \right] - m \left[a (2 \pi f)^2 \cos \frac{\pi x}{l} \cos 2 \pi f t \right] = p$$

Comme $E J y_0^{IV} = p$, il s'en suit:

$$E J a \left(\frac{\pi}{l} \right)^4 = m a (2 \pi f)^2$$

d'où

$$f^2 = \frac{E J}{4 \pi^2 m} \left(\frac{\pi}{l} \right)^4 \quad (2)$$

Cette fréquence calculée coïncide très exactement avec la fréquence observée effectivement lors de la pose.

La réaction dynamique A_d produite aux appuis par l'oscillation est égale à :

$$-\frac{1}{2} \int_{-l/2}^{l/2} m y_t'' dx$$

et comme

$$y_t'' = -a (2\pi f)^2 \cos \frac{\pi x}{l} \cos 2\pi f t$$

$$A_d = \frac{m}{2} a (2\pi f)^2 \cos 2\pi f t \int_{-l/2}^{l/2} \cos \frac{\pi x}{l} dx$$

$$= \frac{m}{2} a (2\pi f)^2 \frac{2l}{\pi} \cos 2\pi f t$$

En remplaçant f^2 par sa valeur (2), on obtient :

$$A_d = EJ \left(\frac{\pi}{l}\right)^3 a \cos 2\pi f t \quad (3)$$

Nous écrivons maintenant la condition que la réaction dynamique maximum soit égale en valeur absolue à la réaction statique, soit :

$$A_d \max. = A_s \quad \text{ou} \quad a EJ \left(\frac{\pi}{l}\right)^3 = \frac{\rho l}{2}$$

d'où l'amplitude $a = \frac{1}{2\pi^3} \frac{\rho l^4}{EJ} \quad (4)$

Le moment dynamique est donné par la relation déjà écrite :

$$M = -EJ y_x''$$

La valeur maximum s'obtiendra en posant $x = t = 0$

$$M_d = \pm EJ a \left(\frac{\pi}{l}\right)^2 = \pm \frac{1}{2\pi^3} \rho l^4 \left(\frac{\pi}{l}\right)^2 = \pm \frac{\rho l^2}{2\pi} \quad (5)$$

Le moment déterminant vaut donc :

$$M = \frac{\rho l^2}{2\pi} + \frac{\rho l^2}{8} = 0,284 \rho l^2 = 799 \text{ t cm}$$

d'où $\sigma = \frac{M}{W} = \frac{799}{637} = 1,255 \text{ t/cm}^2$.

On reste au-dessous de la valeur maximum admise de $1,300 \text{ t/cm}^2$.

Par la même occasion, on peut remarquer que le moment dynamique produisant des réactions égales à celles du poids propre est d'environ 27 % plus grand que le moment statique correspondant. L'amplitude a de l'oscillation donnée par la relation (4) est de 9,3 cm.

En ce qui concerne le tronçon de rive de la conduite, il est nécessaire de se rendre compte si les fatigues du métal lors des diverses manipulations de la pose ne sont pas excessives.

La sollicitation à la flexion la plus défavorable avant l'immersion est incontestablement produite lors du soulèvement d'une hauteur h de l'extrémité du tronçon cylindrique flottant. Le problème ainsi posé n'est pas résoluble de façon simple. Si l'on remplace approximativement la section du tuyau par un rectangle de surface équivalente, on peut, il est vrai, trouver la solution correspondante, mais au prix de telles longueurs que nous ne pouvons reproduire ces calculs ici. Nous procéderons comme suit :

Considérons la surface de l'eau comme un plan indéformable et soulevons l'extrémité du cylindre de la hauteur h (figure 16). Le cylindre se détache sur une certaine longueur l . A l'endroit où il perd contact avec son appui le moment de flexion est nul, car il serait sans cela discontinu.

$$\text{On a : } M_x = Ax - \frac{\rho x^2}{2}$$

$$\text{et } M_B = Al - \frac{\rho l^2}{2} = 0$$

$$\text{d'où } A = \frac{\rho l}{2} = B$$

$$\text{et } M_x = \frac{\rho x}{2} (l - x)$$

$$M_{\max} = \frac{\rho l^2}{8} \quad \text{pour } x = \frac{l}{2}$$

Il faut exprimer l , $M_{\max}$ et $\sigma_{\max}$ en fonction de la hauteur de soulèvement h ; or :

$$h = \int_0^l \frac{x M_x}{EJ} dx = \frac{\rho}{2EJ} \left[\frac{l^4}{3} - \frac{l^4}{4} \right] = \frac{\rho l^4}{24 EJ}$$

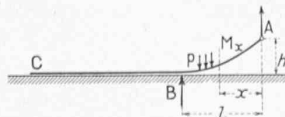


Fig. 16.

$$\text{d'où } l = \sqrt[4]{\frac{24 EJ h}{\rho}} \quad \text{et} \quad M_{\max} = \sqrt[4]{\frac{3 EJ h \rho}{8}}$$

Comme

$$M_{\max} = \sigma_{\max} W$$

la hauteur maximum de soulèvement de l'axe du cylindre sera donnée par

$$h \leq \frac{8}{3} \frac{(\sigma_{\max} W)^4}{EJ \rho} \quad (6)$$

En réalité, l'hypothèse faite est un peu défavorable ; car en B , le tuyau est soulagé par la sous-pression sur une certaine longueur avant d'émerger entièrement. Le calcul plus exact envisagé ci-dessus donne en effet pour h la valeur (6) augmentée de termes correctifs petits mais positifs.

En posant $\sigma_{\max} = 1,000 \text{ t/cm}^2$ à cause des efforts dynamiques inévitables, on obtient :

$$h \leq 79,1 \text{ cm}$$

L'axe de la conduite en flottaison se trouvant à environ 3 cm au-dessus de l'eau, on voit qu'on peut sans inconvénient soulever à son extrémité la conduite flottante, de façon à ce qu'elle émerge complètement d'une hauteur approximative de 60 cm.

Pendant l'immersion par remplissage d'un tronçon suffisamment long, il se produit une suite de phénomènes assez complexes. Le tronçon d'abord en état d'équilibre stable passe lors du remplissage par des états d'équilibre instables qui peuvent amener sa ruine par rupture due à une sollicitation excessive à la flexion.

Nous allons essayer d'élucider ce problème, du moins dans ses grandes lignes, et d'en tirer les conclusions pratiques qui s'en dégagent.

L'immersion bien conduite s'effectue assez lentement pour qu'on puisse faire abstraction des effets dynamiques.

A un certain moment, le tuyau lors du remplissage se présente en section transversale comme l'indique la figure 17. Nous allons chercher si cette figure d'équilibre représente un état stable du tuyau dans le sens longitudinal. (En ce qui concerne les rotations autour de son axe, le tuyau en voie d'immersion est constamment en

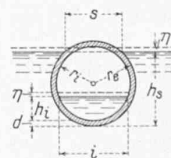


Fig. 17.

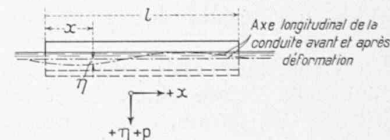


Fig. 18.

état d'équilibre indifférent, mais ceci importe peu.) Pour élucider cette question (figure 18), supposons que l'axe du tuyau subisse dans le plan vertical des déformations infiniment petites η dues à une cause perturbatrice quelconque, vagues, etc. En un point où l'axe s'abaisse de η , la sous-pression augmente de $s\eta$ (voir figure 17). En outre, le niveau d'eau intérieur dans le tuyau monte également de η ce qui donne une augmentation de poids égale à $i\eta$.

En résumé, du fait de l'abaissement η , il se produit en chaque point du tuyau une surcharge p égale à $(i - s)\eta$.

L'équation (1) de la ligne élastique s'écrit dans notre cas :

$$\eta^{IV} = \frac{(i - s)}{EJ} \eta \quad (7)$$

$$\text{Supposons } i > s \text{ et posons : } K = \sqrt[4]{\frac{(i - s)}{EJ}}$$

La solution générale de l'équation (7) est donnée sous forme réelle par :

$$\eta = a \sin Kx + b \cos Kx + c \operatorname{sh} Kx + d \operatorname{ch} Kx \quad (8)$$

$$\text{On sait que : } \operatorname{sh} x = \frac{e^x - e^{-x}}{2} \text{ et } \operatorname{ch} x = \frac{e^x + e^{-x}}{2}$$

a , b , c et d sont des constantes arbitraires. Pour trouver leur valeur, il faut écrire qu'aux deux extrémités le tuyau est libre, c'est-à-dire que l'effort tranchant Q et le moment

de flexion M y sont nuls, abstraction faite toutefois des valeurs très petites que devront prendre ces quantités par suite de la cause perturbatrice.

On aura donc, en tenant compte du fait que:

$$\begin{aligned} EJ\eta'' &= -M, \quad EJ\eta''' = -Q \\ \frac{\eta''(l)}{K^2} &= -a \sin Kl - b \cos Kl + c \operatorname{sh} Kl + d \operatorname{ch} Kl = \alpha \\ \frac{\eta'''(l)}{K^3} &= -a \cos Kl + b \sin Kl + c \operatorname{ch} Kl + d \operatorname{sh} Kl = \beta \\ \frac{\eta''(0)}{K^2} &= 0 \quad -b \quad +0 \quad +d = \gamma \\ \frac{\eta'''(0)}{K^3} &= -a \quad +0 \quad +c \quad +0 = \delta \end{aligned} \quad (9)$$

α, β, γ et δ étant des valeurs très petites.

La théorie des équations linéaires à coefficients constants indique alors que les quatre constantes a, b, c et d sont en général déterminées et elles aussi très petites, sauf dans le cas où le déterminant des équations (9) tendra vers zéro.

Les constantes a, b, c et d pourront prendre alors des valeurs aussi grandes qu'on voudra; il y aura instabilité.

Le déterminant des équations (9) vaut:

$$\begin{vmatrix} -\sin Kl & -\cos Kl & +\operatorname{sh} Kl & +\operatorname{ch} Kl \\ -\cos Kl & +\sin Kl & +\operatorname{ch} Kl & +\operatorname{sh} Kl \\ 0 & -1 & 0 & 1 \\ -1 & 0 & 1 & 0 \end{vmatrix}$$

En l'égalant à zéro, on trouve, toutes réductions faites, l'équation:

$$\cos Kl \cdot \operatorname{ch} Kl = 1 \quad (10)$$

Cette équation à part la racine $Kl = 0$ possède une infinité de racines qui tendent rapidement vers les valeurs $Kl = \pm \frac{3\pi}{2} \pm n\pi$, $n = 0, 1, 2, \dots$. La première racine positive non nulle vaut exactement:

$$Kl = 4,730 \quad (11)$$

Avant de discuter ce résultat, nous allons chercher la signification de la racine $Kl = 0$ c'est-à-dire $s = i$.

Dans ce cas la solution de l'équation (7) n'est plus donnée par (8), mais on a simplement: $\eta^{IV} = 0$, soit $\eta = a'x^3 + b'x^2 + c'x + d'$, a', b', c', d' étant constants. En tenant compte que les moments et efforts tranchants dus à la cause perturbatrice et produits aux extrémités du tronçon sont négligeables en première approximation, on en déduit $a' = b' = 0$ d'où

$$\eta = c'x + d' \quad (12)$$

L'équation (12) représente une infinité de positions d'équilibre du tronçon, obtenues en considérant ce dernier comme rigide et en le faisant basculer d'un angle quelconque dans le sens longitudinal et dans un plan vertical. Toutes ces positions sont des états d'équilibre indifférent. Comme elles ne donnent pas de moment de flexion dans le tronçon, ces nouvelles positions d'équilibre importent peu, car le redressement du tuyau ne peut se produire, puisque le tronçon en voie d'immersion est maintenu du côté du large.

Par contre, la condition d'instabilité donnée par (11) est d'importance; en la résolvant par rapport à $(i-s)$, on trouve:

$$i-s = \left(\frac{4,73}{l}\right)^4 EJ \quad (13)$$

Pendant l'immersion, tant que la valeur positive de $(i-s)$ sera inférieure à cette valeur critique, l'équilibre du tronçon sera stable, à condition de maintenir une de ses extrémités (équilibre stable conditionnel); par contre, dès que $(i-s)$ atteindra la valeur critique (13), le tronçon se trouvera en état d'équilibre instable et son axe prendra dans le plan vertical une forme incurvée. Mais à l'inverse d'une barre rectiligne soumise à un effort de compression et qui flambe, l'état instable en question n'amènera pas forcément la rupture. En effet, la formule (13) mesure

l'instabilité initiale de l'équilibre (η infiniment petit); à mesure que le tuyau s'incurve, les conditions d'équilibre changent à cause de la rotondité du tuyau. Sans poursuivre le phénomène dans tous ses détails, on se rend facilement compte que la plus grande surcharge négative pouvant agir sur le tuyau sera celle produite par la sous-pression sur le tuyau vide complètement immergé et la surcharge positive maximum par le poids propre du tuyau complètement immergé et plein. Le tuyau passera donc par une série de positions d'équilibre instable qui pourront amener sa ruine par flexion excessive, ou qui tendront, si le tronçon a une résistance suffisante, vers une position limite stable, l'axe du tuyau étant incurvé.

Remarque: Nous n'avons considéré que les cas $i \geq s$; il est clair, en effet, que dans le cas contraire, la surcharge p du tuyau introduite par le déplacement η de l'axe au lieu de tendre à accroître ce déplacement tend à le combattre (car elle est de signe contraire) et ne peut, par conséquent, provoquer l'instabilité de l'équilibre.

Dans le tableau ci-dessous, nous donnons les états caractéristiques du tronçon de 80 m en voie d'immersion (voir figure 17)¹⁾:

Nous rappelons les données du problème:

$$\begin{aligned} p &= 5,25 \text{ kg/dm} & EJ &= 261 \cdot 10^6 \text{ kgdm}^2 \\ r_i &= 2,00 \text{ dm} & l &= 800 \text{ dm} \\ r_e &= 2,05 \text{ dm} \end{aligned}$$

Positions successives du tuyau en voie d'immersion	h_i	h_s	i	s	$(i-s)$	Remarques
	en dm					
Tuyau vide flottant	0	1,72	0	4,05	-4,05	Etats d'équilibre stable
Tuyau immergé jusqu'à l'axe	0,65	2,05	2,97	4,10	-1,13	
Tuyau en état d'équilibre indifférent	1,47	2,76	3,85	3,85	0	Etats d'équilibre stable conditionnel
Le tuyau entre en état d'équilibre instable	1,70	3,00	3,96	3,64	+0,32	
Tuyau à moitié rempli	2,00	3,34	4,00	3,19	+0,81	Etats d'équilibre instable
Le tuyau va être submergé	2,42	4,10	3,90	0	+3,90	
pour $h_i > 2,42$, l'équilibre n'est plus possible, le tuyau coule	—	—	—	—	—	

La valeur critique $(i-s) = 0,32$ a été déterminée au moyen de l'équation (13). Le tuyau passe donc par toutes les phases caractéristiques. Si l'on avait voulu empêcher qu'il ne parvienne aux états d'équilibre instable, il aurait fallu pour le moins réduire sa longueur à 42,70 m d'après l'équation:

$$3,90 = \left(\frac{4,73}{42,7}\right)^4 EJ.$$

La figure 19 indique l'état final vers lequel tendra le tuyau à l'état d'équilibre instable s'il n'est pas soutenu du côté terre. Nous avons pris le cas le plus défavorable, celui pour lequel le tronçon est sur le point de couler.

Les surcharges limite ont comme valeur au milieu: $p_- = 5,25 - \pi \cdot 2,05^2 = -7,95 \text{ kg/dm}$ et aux deux bouts $p_+ = 0,873 \cdot 5,25 = +4,60 \text{ kg/dm}$. Entre deux, les surcharges se répartissent suivant une certaine courbe provisoirement inconnue. Pour effectuer le calcul, on remplace en première approximation la courbe par la ligne brisée indiquée, en calculant les longueurs l_1 et l_2 de façon que la somme des surcharges soit nulle.

¹⁾ Pour le calcul des segments de cercle, le plus simple est d'utiliser les tables de la „Hütte“.

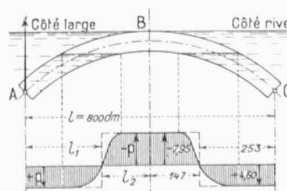


Fig. 19.

Le moment maximum au point B vaut

$$M_{\max} = \frac{l}{4} l_1 p + = 233\,000 \text{ kg dm}$$

d'où

$$\sigma_{\max} = \pm \frac{2330}{637} = \pm 3,65 \text{ t/cm}^2.$$

En seconde approximation, on calcule au moyen de la surface admise des surcharges les flèches correspondantes et la répartition plus exacte des surcharges qui en résulte. Si besoin est, on répètera ce calcul. Dans notre cas particulier, les valeurs de σ qu'on obtient ainsi sont comprises entre 3,50 et 3,65 t/cm². Il serait donc inadmissible de laisser prendre au tuyau la forme arquée donnée par la figure 19, car, même si les tensions étaient réduites du fait de la faible profondeur de l'eau empêchant le tuyau de s'incurver complètement (il prendrait sans cela une flèche d'environ 4,50 m), l'immersion n'en serait pas moins rendue impossible à cause de la bulle d'air restant en B .

Pour parer à cette éventualité, on a suspendu le point C à une élingue en le maintenant hors de l'eau d'une vingtaine de cm. Le tronçon a d'ailleurs flambé ainsi qu'il fallait s'y attendre et a pris la forme donnée par la figure 20. Néanmoins, la sortie de l'air par la vanne côté rive n'a pas été empêchée et l'immersion s'est faite sans incident. En calculant l'état d'équilibre limite correspondant par la méthode approximative indiquée ci-dessus, on verrait que les tensions dans le tuyau n'ont à aucun moment dépassé 1,30 t/cm².



Fig. 20.

En résumé, nous considérons le tuyau flottant en voie d'immersion en section transversale. Soit i la largeur de la tranche d'eau à l'intérieur du tuyau, mesurée à son niveau supérieur, s la largeur du tuyau au niveau de l'eau extérieure. Pour un tuyau cylindrique, $(i - s)$ commence par être négatif, s'annule, devient positif et prend sa plus grande valeur au moment où le tuyau va être submergé. A partir du moment où $(i - s) > 0$, le tuyau a tendance à se redresser verticalement dans l'eau.

On pourra immerger le tronçon sans autre précaution spéciale que de le maintenir à l'une de ses extrémités pour l'empêcher de basculer, tant que sa longueur sera inférieure à la longueur de flambement minimum $l_f =$

$$= 4,73 \sqrt[4]{\frac{EJ}{(i-s)_{\max}}}; \text{ (unités kg et dm).}$$

On peut néanmoins dépasser cette longueur critique l_f si l'on prend quelques précautions, et, dans l'exemple cité, on a immergé ainsi sans incident une conduite d'une longueur à peu près double. Par contre, il serait vain ou dangereux d'augmenter encore cette longueur; on aboutirait si ce n'est à la rupture du tuyau par flambement, du moins à la formation de bulles d'air empêchant l'immersion.

Une première façon de s'en tirer consiste à prévoir pour l'immersion de la conduite des points de suspension intermédiaires. Il suffira que la distance entre deux points d'appui consécutifs soit inférieure à l_f pour que la conduite ne flambe pas. Un autre moyen consisterait à immerger la conduite pleine d'air en la surchargeant artificiellement par des poids fixes. On évite ainsi l'instabilité produite par la mobilité de l'eau à l'intérieur du tuyau.

Comme indiqué ci-dessus, la pose de la conduite sous-lacustre a été effectuée par la Société Anonyme Conrad Zschokke à Genève. Les tuyaux en tôle ont été livrés pour une moitié par la Société Anonyme Conrad Zschokke, Ateliers de Döttingen (Argovie), et pour l'autre par les Ateliers de Constructions Mécaniques de Vevey. Les 34 rotules nécessaires ont été fournies par les Usines de Louis de Roll à Clus. Les travaux sur terre ferme ont été exécutés par le Service des Eaux de la Ville de Genève.

Das Chilehaus in Hamburg und die Bauordnung.

Ueber das „Chilehaus“, einen gigantischen und vortrefflichen Bureau-Haus-Neubau des Architekten Fritz Höger zu Hamburg, haben die deutschen Fachblätter derart ausführlich berichtet, dass wir uns hier auf die Wiedergabe nur weniger Bilder beschränken können. Dagegen verdient das einsichtige Entgegenkommen der Hamburger Behörden in Fragen der Bauordnung ganz besonderer Hervorhebung, da erst dadurch die grosszügige Gestaltung der Aufgabe ermöglicht wurde. Wir entnehmen das Folgende der „Baukunst“ (siehe Literatur); die Bilder auf Seiten 101 bis 103 sind teils dieser Zeitschrift, teils „Wasmuths Monatsheften“ entlehnt. Der Verfasser, Regierungs-Baumeister Hermann Sörgel, setzt die Münchener Verhältnisse in Gegensatz zu den Hamburgischen, doch sind diese Fragen ja überall gleicherweise brennend; er schreibt hierüber:

„Beim Bau des Chilehauses wurde der Idee des Architekten zuliebe die Baulinie vielfach geändert. Die zweifache Strassenüberbauung wurde in grosszügiger Weise, und zwar gerade hier mit der grössten Stockwerkszahl, erlaubt. Die Bauordnung ist also — und das müsste eigentlich immer selbstverständlich sein — als etwas dem Bauen und der Kunst Dienliches, nicht umgekehrt als etwas Hemmendes aufgefasst worden. Dabei wurde der Wert der kostbaren Zeit beim Bauen voll erkannt und nicht wie oft erst nach Monaten die Genehmigung ausgesprochen, wenn sich die wirtschaftlichen Voraussetzungen vollkommen geändert haben, der Architekt um seinen Auftrag und der Auftraggeber um sein Haus gekommen sind. Obwohl auch die Hamburger Feuerspritzen nicht bis zum 12. Stock reichen, hat man — wie seinerzeit leider nicht bei den Münchner Hochhäusern — sich überzeugen lassen, dass ein Dachstuhl ohne Holz, nur aus Eisenbeton, nicht feuergefährlich ist. Die Feuerpolizei hat das Chilehaus genehmigt. Auch die Arbeiterschutzbestimmungen waren nicht wie in München hinderlich, weil sie etwa nur bis zum vierten Stockwerk reichten, denn logischerweise haben diese Bestimmungen dem Bau zu dienen und nicht umgekehrt der Bau den Verordnungen. So haben alle Faktoren zu einem grossen Werk zusammengearbeitet und der Architekt musste keine Kompromisse machen. Der Jurist mit seinen vielen Gesetzen und Paragraphen hat sich untergeordnet, weil er einsah, dass der Architekt vom Bauen mehr versteht, als er. Bei uns muss der Architekt mit Hangen und Bangen gleichsam seinen Bau vom Juristen erbitten, er muss sich von ihm als dem Anwalt des Baugesetzes korrigieren lassen, und so entsteht nur selten etwas anderes als ein Produkt der Bauordnung.“

Hier scheidet sich der Beamte, der immer nur Deckung hinter der „Bauordnung“ und seinen Vorgesetzten sucht, von dem schöpferisch gestaltenden Organisator, der eine höhere Verantwortung, Kulturbewusstsein hat. Er gibt den Baugesetzen nicht nur einen *verhindernden*, sondern auch einen *aufbauenden* Charakter. Die Bauordnung soll eine Mittellinie darstellen, von der aus ebensogut Minderungen nach unten vorzunehmen sind, die dem ländlichen Charakter des Kleinhauses entsprechen, wie Steigerungen nach oben, die dem weltstädtischen Charakter des Grosshauses Rechnung tragen. Man kann vernünftigerweise nicht rigoros mechanisch und uniform schematisch für ganz verschiedene Bauvorhaben und vollkommen eigenartige Sonderfälle das Gleiche verlangen, nur weil es sich eben um die gleiche „Staffel“ handelt oder „wegen der Konsequenzen“, die übrigens nur darin bestehen, dass der Baubeamte einmal etwas sachlich verteidigen müsste, wo er nicht bloss auf den Paragraphen der Bauordnung zu verweisen braucht. «Die Verwaltung der *Ausnahmen* von Grundbestimmungen, die viele Behörden heute noch eigentlich für frevelhafte Forderungen halten, muss eine weit grössere Rolle im Werdegang der Grosstadt spielen und sie muss ausgeübt werden von der gleichen Stelle, die über die bauliche Wohlanständigkeit und die richtige Ein-