

DETERMINATION DES EFFORTS EXERCES PAR LE VENT SUR UN BRISE-VENT

G. GUYOT

*Institut National de la Recherche Agronomique, Station de Bioclimatologie d'Avignon, 84140 Montfavet,
France*

(Received 15 November, 1977)

Summary. When it is planned to erect artificial windbreaks, it is necessary to estimate the stress that will be exerted by the wind in order to calculate the mechanical characteristics of the supports. To that end, this paper proposes simple formulas to calculate the drag coefficients of artificial windbreaks, based on their geometrical characteristics.

The drag force exerted by the wind on a windbreak having an height H can be written:

$$D = \frac{1}{2} C_{dh} \rho u^2(H) \cdot H$$

for unit length and taking the reference wind speed $u(H)$ at H level. The drag coefficient C_{dh} is calculated by integrating elementary drag forces between ground level and H level, which can be written as:

$$dD = \frac{1}{2} C_d \rho u^2(z) dz$$

C_d being the drag coefficient of a grid element as determined in an uniform flow.

Considering the logarithmic wind profile $u(z) = u^*/k \ln z/z_0$ and integrating between z_0 and H leads to the following relation between C_{dh} and C_d :

$$\frac{C_{dh}}{C_d} = 1 - \frac{2}{\ln H/z_0} + \frac{2}{(\ln H/z_0)^2}$$

which is illustrated by Figure 2.

The drag coefficient C_d may be determined as a function of windbreak porosity ϕ following the works of Valensi and Rebont (1959) and Castro (1971).

Valensi and Rebont propose:

$$C_d = 2 \cdot \frac{1 - m^2 \phi^2}{1 + m^2 \phi^2}$$

with $m = 0.95$ for a metal web and $0.9 < m < 0.95$ for a perforated plate (Figure 1).

From Castro's work, lower C_d values may be derived by adjusting his experimental values to a fourth-degree polynomial:

$$C_d = 1.85 - 1.74\phi - 0.85\phi^2 + 1.73\phi^3 - \phi^4.$$

Using these relationships, it is possible to calculate C_{dh} knowing ϕ and H/z_0 .

The results of computations for $H/z_0 = 200$ are compared with the experimental results of Tani (1958), Hagen and Skidmore (1971), Seginer (1975) and de Bray (1971) in Figure 3.

While C_{dh} estimations based on C_d values derived from Valensi and Rebont (1969) are in good agreement with experimental values of Tani, Hagen and Skidmore and Seginer, calculations derived from Castro's data agree well with de Bray's results.

It is not possible at the present time to decide which is the more suitable relationship, but it seems preferable for structure computations to adopt C_d values based on the work of Valensi and Rebont.

The determination of the application point of the drag force leads to the relation

$$\frac{z_1}{H} = \frac{1}{2} \frac{(\ln H/z_0)^2 - \ln H/z_0 + \frac{1}{2}}{(\ln H/z_0)^2 - 2 \ln H/z_0 + 2}$$

giving the z_1 level of this point. The variation of z_1/H as a function of H/z_0 is given in Figure 4.

1. Introduction

Lorsque l'on veut implanter des brise-vent artificiels dans une région donnée, il est nécessaire de disposer d'une estimation des efforts auxquels ils seront soumis, afin de déterminer les caractéristiques mécaniques de leurs supports. Au cours des dernières années, un certain nombre de travaux ont été entrepris, principalement en soufflerie, pour déterminer expérimentalement les efforts exercés par le vent sur des brise-vent (Tani, 1958; Woodruff *et al.*, 1963; Hagen et Skidmore, 1971; de Bray 1971) ou des barrières jouant le même rôle (Plate, 1964; Good et Joubert, 1968). Par ailleurs, des études expérimentales ont conduit à la détermination des coefficients de trainée de grilles perforées (Valensi, 1955; Valensi et Rebont, 1969; Hoerner, 1965; Castro, 1971).

Seginer (1972, 1975) et Seginer et Sagi (1972) ont tenté, de leur côté, d'adapter dans les conditions naturelles, après Woodruff *et al.* (1963), la technique du déficit de quantité de mouvement, employée couramment en soufflerie, pour déterminer les efforts auxquels sont soumis les brise-vent.

Toutes ces études permettent de disposer à l'heure actuelle d'un certain nombre de données sur les coefficients de trainée des brise-vent. Le but de cet article est la mise au point de formules relativement simples permettant de calculer avec une approximation suffisante les coefficients de trainée de brise-vent artificiels, compte tenu de leurs caractéristiques géométriques, et d'en tester la validité par une confrontation avec les données expérimentales dont on peut disposer.

2. Le coefficient de trainée d'un brise-vent

La force d'entraînement ou trainée qui s'exerce sur un corps plongé dans l'écoulement d'un fluide dépend du carré de la vitesse du fluide, de sa section normalement à l'écoulement et également de sa forme. Aussi, la force s'exerçant sur l'unité de section du corps s'écrit conventionnellement:

$$D = \frac{1}{2} C_d \rho u^2. \quad (1)$$

- C_d coefficient de trainée, fonction de la forme du corps
- ρ masse spécifique du fluide
- u vitesse du fluide non perturbée par le corps.

Pour déterminer les efforts exercés par un fluide sur un corps, il est donc nécessaire de connaître son coefficient de trainée.

2.1. LE COEFFICIENT DE TRAINÉE D'UNE GRILLE DANS UN ÉCOULEMENT UNIFORME

Il existe relativement peu de données dans la littérature sur le coefficient de trainée d'une grille ou d'une plaque perforée. Les seuls travaux importants dans ce domaine sont ceux de Valensi et col. (1954, 1955, 1969) et ceux de Castro (1971).

Valensi et Rebont (1969) ont établi une formule semi-empirique donnant le

coefficient de trainée d'une bande de longueur infinie, de porosité ϕ^* et placée normalement à un écoulement laminaire uniforme. Après avoir constaté que le coefficient de trainée reste pratiquement constant pour les vitesses de vent supérieures à 10 m s^{-1} , ils aboutissent à la formule suivante

$$C_d = 2 \frac{1 - m^2 \phi^2}{1 + m^2 \phi^2} \quad (2)$$

dans laquelle m est un coefficient expérimental qui varie avec la forme des ouvertures des grilles testées; pour les toiles métalliques, ils trouvent $m = 0.95$ et pour les plaques percées de trous circulaires $0.9 < m < 0.95$. Cette différence de comportement des grilles et des plaques perforées de même porosité peut en fait s'expliquer par une différence de coefficient de perte de charge (Guyot 1972; 1977) liée à la forme des ouvertures.

Castro (1971) de son côté, a employé une procédure expérimentale différente et il obtient, pour des plaques perforées des valeurs de C_d sensiblement plus faibles que celles trouvées par Valensi, comme le montre la Figure 1.

La technique expérimentale employée étant beaucoup plus fine, il est probable que ces résultats sont plus proches des valeurs réelles des coefficients de trainée des

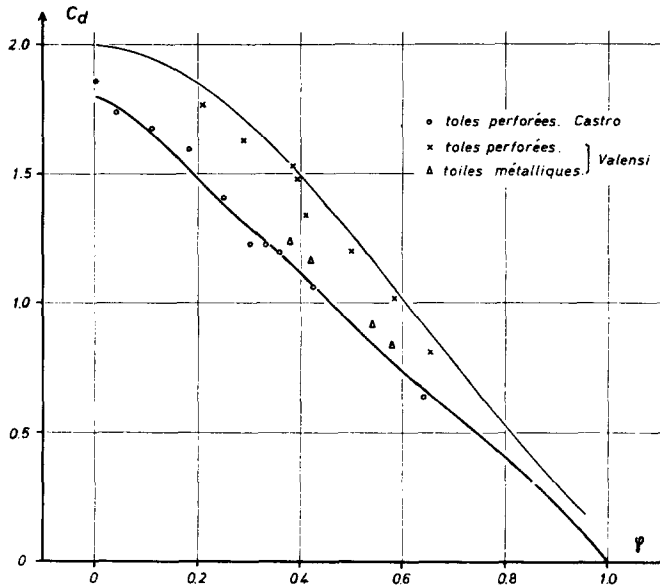


Fig. 1. Variation du coefficient de trainée C_d en fonction de la porosité ϕ de plaques perforées et de toiles métalliques. Les courbes continues correspondent pour les données de Valensi à l'expression (2) (avec $m = 0.95$) et l'expression (3) pour les données de Castro.

Variation of the drag coefficient C_d as a function of the porosity ϕ of perforated plates and metal web. The continuous curves are calculated from the expression (2) for Valensi's data (with $m = 0.95$) and from expression (3) for Castro's data.

* Rapport de la surface des ouvertures à la surface frontale totale.

plaques perforées testées. L'ajustement des points expérimentaux à une courbe du quatrième degré donne l'équation suivante:

$$C_d = 1.85 - 1.74\phi - 0.85\phi^2 + 1.73\phi^3 - 1.00\phi^4. \quad (3)$$

2.2. CAS D'UN BRISE-VENT

Les coefficients de trainée des grilles ont été déterminés à partir des mesures effectuées sur des bandes étroites noyées dans un écoulement uniforme. Dans les conditions naturelles, un brise-vent est fixé sur un plan rugueux et est noyé dans une couche limite turbulente dans laquelle la vitesse croît avec l'altitude. Il n'est donc pas possible de transposer directement à celui-ci les coefficients de trainée des grilles. Cela conduirait à surestimer de façon trop importante les efforts exercés par le vent.

Pour calculer la trainée d'un brise-vent, il est commode de prendre comme vitesse de référence celle qui est mesurée au niveau de l'arête supérieure du brise-vent. Le coefficient de trainée global du brise-vent: C_{d_h} sera défini par:

$$D = \frac{1}{2} C_{d_h} \rho u^2(H) H \quad (4)$$

avec $u(H)$ vitesse du vent au niveau H , hauteur du brise-vent.

Dans les conditions naturelles, le profil de vitesse du vent au voisinage de la surface du sol peut se représenter, en première approximation, par une loi semi-logarithmique:

$$u(z) = \frac{u_*}{k} \ln \frac{z}{z_0} \quad (5)$$

avec $u(z)$ = vitesse moyenne horizontale au niveau z

u_* = vitesse de frottement

k = constante de Von Karman ≈ 0.4

z_0 = paramètre de rugosité.

Pour déterminer le coefficient de trainée C_{d_h} d'un brise-vent, nous allons considérer l'effort élémentaire de trainée exercé par le vent sur un élément de longueur unitaire, de hauteur dz et situé au niveau z ($z_0 \leq z \leq H$) et dont le coefficient de trainée est C_d

$$dD(z) = \frac{1}{2} C_d \rho \bar{u}^2(z) dz. \quad (6)$$

Pour intégrer cette équation, nous allons poser comme hypothèse que chaque élément horizontal des brise-vent est dans un écoulement uniforme (vitesse définie par le profil logarithmique), et que chacun d'eux se comporte de façon indépendante (éléments de grille séparés par une rangée de trous); ce qui n'est qu'une approche très grossière de la réalité.

Il est alors possible d'écrire en remplaçant $u(z)$ par l'expression (5)

$$D = \frac{1}{2} C_d \rho \frac{u_*^2}{k^2} \int_{z_0}^H \left(\ln \frac{z}{z_0} \right)^2 dz \quad (7)$$

qui, après intégration, donne en remarquant que z_0/H est très petit (Guyot, 1972):

$$D \approx \frac{1}{2} C_d \rho \frac{u_*^2}{k^2} H \left[\left(\ln \frac{H}{z_0} \right)^2 - 2 \ln \frac{H}{z_0} + 2 \right]. \quad (8)$$

En remplaçant $u(H)$ par son expression en fonction de H donnée par (5) dans (4), nous obtenons une deuxième expression de D

$$D = \frac{1}{2} C_{dh} \rho \frac{u_*^2}{k^2} H \left(\ln \frac{H}{z_0} \right)^2. \quad (9)$$

D'où la relation entre C_{dh} et C_d

$$\frac{C_{dh}}{C_d} = 1 - \frac{2}{\ln H/z_0} + \frac{2}{(\ln H/z_0)^2}. \quad (10)$$

Cette relation est représentée sur la Figure 2. Elle tend vers 1 lorsque H/z_0 tend vers l'infini, c'est-à-dire lorsque l'écoulement est uniforme.

En combinant les expressions (2) ou (3) avec l'expression (10), il est alors possible d'obtenir une expression donnant le coefficient de trainée d'un brise-vent:

$$C_{dh} = 2 \left(\frac{1 - m^2 \phi^2}{1 + m^2 \phi^2} \right) \left[1 - \frac{2}{\ln H/z_0} + \frac{2}{(\ln H/z_0)^2} \right]. \quad (11)$$

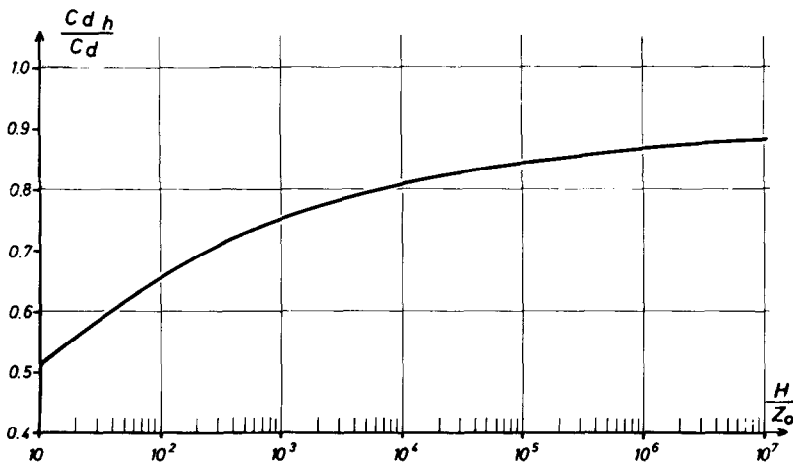


Fig. 2. Variation du rapport C_{dh}/C_d en fonction de H/z_0 .

Variation of the ratio C_{dh}/C_d as a function of H/z_0 .

En utilisant l'expression (2) et en utilisant l'expression (3):

$$C_{d_h} = (1.85 - 1.74\phi - 0.85\phi^2 + 1.73\phi^3 - \phi^4) \left[1 - \frac{2}{\ln H/z_0} + \frac{2}{(\ln H/z_0)^2} \right]. \quad (12)$$

L'expression (12) n'est valable que pour les plaques perforées; pour les grilles constituées par des brins ronds, le C_d sera surestimé.

Le choix entre les expressions (11) et (12) ne peut se faire qu'après une confrontation avec les données expérimentales dont nous pouvons disposer.

2.3. COMPARAISON DES COEFFICIENTS DE TRAINÉE CALCULÉS ET DES DONNÉES EXPÉRIMENTALES

2.3.1. Cas des brise-vent imperméables

Les différentes mesures effectuées en soufflerie conduisent à des valeurs de C_d égales à 1.25 pour Hoerner (1958), 1.35 pour Plate (1964), 1.33 pour Tani (1958). Les importants travaux de Good et Joubert (1968) montrent quant à eux que le C_d d'une plaque non perforée varie en fonction du nombre de Reynolds; il décroît lorsque le nombre de Reynolds augmente et tend vers 1.25 pour les fortes valeurs.

Le calcul donne pour C_{d_h} (pour $H/z_0 = 100$): 1.33 avec l'expression (11) et 1.22 avec l'expression (12). Ces deux valeurs sont en bon accord avec les données expérimentales.

2.3.2. Cas des brise-vent perméables

Les coefficients de trainée des brise-vent perméables ont été déterminés soit en soufflerie, soit dans les conditions naturelles. Mais la comparaison directe des résultats expérimentaux entre eux est difficile, car chaque expérimentateur a effectué son calcul de coefficient de trainée en prenant une vitesse de référence définie de façon différente.

Aussi, en nous appuyant sur les calculs précédents, nous avons recherché le coefficient par lequel il fallait multiplier les données expérimentales pour les ramener aux valeurs qu'elles auraient dû avoir si la vitesse de référence choisie avait été celle qui était mesurée au niveau de l'arête supérieure du brise-vent et si le paramètre H/z_0 avait eu la valeur $H/z_0 = 200$.

a) Les données de Tani (1958)

Les mesures ont été effectuées en soufflerie avec un rapport $H/z_0 \approx 40$. La vitesse que Tani a pris comme référence est la vitesse moyenne du vent entre le sol et la hauteur H du brise-vent.

La vitesse moyenne du vent entre le sol et le niveau H est donnée par:

$$\bar{u} = \frac{1}{H} \int_{z_0}^H \frac{u_*}{k} \ln \frac{z}{z_0} dz \quad (13)$$

qui, après intégration, donne:

$$\bar{u} = \frac{u_*}{k} \left(\ln \frac{H}{z_0} - 1 \right). \quad (14)$$

La valeur \bar{u} est inférieure à $u(H)$ que nous avons pris comme référence; donc, les valeurs du coefficient de trainée C_{d_m} qu'a déterminées Tani sont supérieures à celles du coefficient de trainée C_{d_h} qui auraient été obtenues en prenant $u(H)$. En remplaçant u par \bar{u} donné par (14) et en combinant avec (10), nous obtenons

$$\frac{C_{d_m}}{C_{d_h}} = 1 + \frac{1}{(\ln H/z_0 - 1)^2} \quad (15)$$

ce qui donne dans ce cas, puisque $H/z_0 = 40$:

$$\frac{C_{d_m}}{C_{d_h}} = 1.14.$$

Pour ramener les valeurs de C_d déterminées pour $H/z_0 = 40$ à celle correspondant à une valeur de $H/z_0 = 200$, il faudra d'après l'expression (10) multiplier la valeur de C_d par 1.09.

Ainsi, pour 'normaliser' les données de Tani, il faudra les multiplier par un coefficient α_1

$$\alpha_1 = \frac{1.09}{1.14} = 0.96.$$

b) Les données de Hagen et Skidmore (1971)

Les mesures ont été effectuées dans les conditions naturelles avec des brise-vent artificiels de 2.44 m de haut, placés sur un sol dont le paramètre de rugosité z_0 était sensiblement égal à 0.01 m. Ils ont employé, pour leurs déterminations, la méthode du déficit de quantité de mouvement, telle qu'elle a été adaptée pour les brise-vent par Woodruff *et al.* (1963). Aussi, pour leurs calculs, ils ont été amenés à prendre comme vitesse de référence la vitesse moyenne du vent déterminée entre le sol et le niveau moyen $2.5H$.

La vitesse moyenne \bar{u} entre le sol et le niveau $2.5H$ est donnée par intégration de (13) entre z_0 et $2.5H$:

$$\bar{u} = \frac{u_*}{k} \left[\ln \left(\frac{2.5H}{z_0} \right) - 1 \right]. \quad (16)$$

Un calcul conduit de la même manière que précédemment nous permet d'obtenir le coefficient α_2 par lequel il faut multiplier les données expérimentales de Skidmore pour les 'normaliser':

$$\alpha_2 = 1.02.$$

Ces calculs très grossiers montrent donc que grâce à l'intervention de facteurs qui se compensent, les données expérimentales de Tani et de Hagen et Skidmore s'écartent de moins de 5% de la valeur qu'elles auraient eu en prenant la vitesse $u(H)$ comme référence et $H/z_0 = 200$. Il est donc possible de les comparer sans transformation au résultat du calcul de C_d effectué dans ces conditions à partir des expressions (11) et (12). L'ensemble de ces données expérimentales et des courbes théoriques est représenté sur la Figure 3 sur lesquelles sont reportés, en plus, les résultats des mesures effectuées sur un brise-vent de 50% de porosité ($H/z_0 = 200$) par Seginer (1975), ainsi que la courbe de variation de C_d obtenue par de Bray (1971, cité par Seginer, 1975).

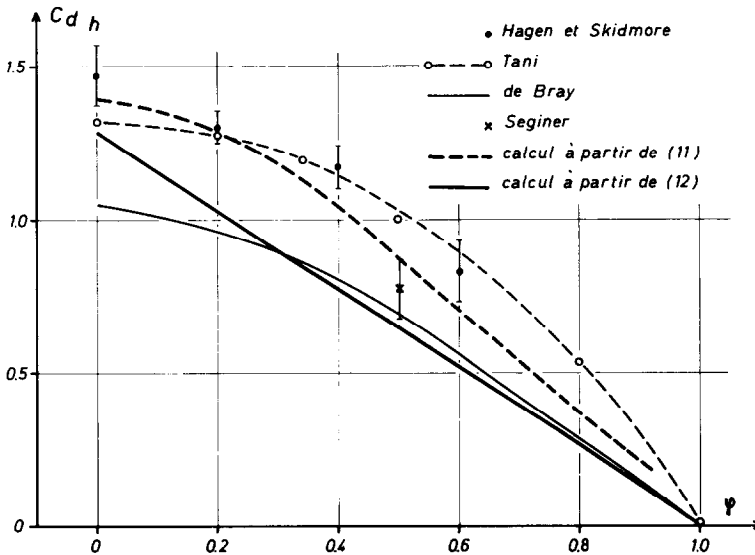


Fig. 3. Comparaison des différentes estimations du coefficient de traînée de brise-vent artificiels sans épaisseur en fonction de leur porosité ϕ . (Les calculs des formules (11) et (12) sont effectués pour $H/z_0 = 200$.)

Comparison of the different estimations of the drag coefficient of thin artificial windbreaks as a function of their porosity ϕ . (The calculation of the formulas (11) and (12) is for $H/z_0 = 200$.)

Cette figure montre qu'il existe une assez bonne concordance entre les données expérimentales de Tani, Hagen et Skidmore, Seginer et les valeurs de C_d calculées d'après l'expression (11). Par contre, les données de de Bray sont en très bon accord avec les valeurs déterminées à partir de l'expression (12) pour $\phi > 0.1$.

Il est donc difficile de savoir quelle est la formule qui se rapproche le plus de la réalité. Cependant, l'expression que nous avons voulu établir étant destinée au calcul des efforts exercés par le vent sur un brise-vent il est préférable, dans le doute, d'employer l'expression (11) qui donne les valeurs de C_d les plus élevées et

qui est encadrée par d'assez nombreux résultats expérimentaux. Les deux formules ne pourront être départagées que par une nouvelle expérimentation.

3. Recherche du point d'application de la force de trainée

Nous appellerons z_1 l'altitude du point d'application de la force résultante D qui s'exerce sur l'unité de longueur du brise-vent.

Pour déterminer z_1 nous écrivons que le moment de la résultante D par rapport au pied du brise-vent est égal à la somme des moments des forces élémentaires $dD(z)$ qui s'exercent sur les éléments de hauteur dz , situés au niveau z et de longueur unitaire.

$$Dz_1 = \int_0^H z dD(z) dz. \quad (17)$$

Le moment des forces élémentaires peut s'écrire:

$$z dD(z) = \frac{1}{2} C_{dn} \rho \bar{u}^2(z) z dz. \quad (18)$$

Soit en remplaçant $u(z)$ par l'expression (5) et en reportant dans (17) nous obtenons:

$$Dz_1 = \frac{1}{2} C_{dn} \rho \frac{u_*^2}{k^2} \int_{z_0}^H \left(\ln \frac{z}{z_0} \right)^2 z dz \quad (19)$$

qui après intégration et en remarquant que z_0/H est très petit donne:

$$Dz_1 \approx \frac{1}{4} C_{dn} \rho \frac{u_*^2}{k^2} \left[\left(\ln \frac{H}{z_0} \right)^2 - \ln \frac{H}{z_0} + \frac{1}{2} \right]. \quad (20)$$

Si nous remplaçons D par sa valeur donnée par l'expression (8) nous obtenons alors l'expression donnant z_1/H :

$$\frac{z_1}{H} = \frac{1}{2} \frac{(\ln H/z_0)^2 - \ln H/z_0 + \frac{1}{2}}{(\ln H/z_0)^2 - 2 \ln H/z_0 + 2}.$$

Cette expression tend asymptotiquement vers $\frac{1}{2}$ lorsque H/z_0 tend vers l'infini, c'est à dire lorsque l'écoulement devient uniforme, comme le montre la Figure 4.

4. Conclusion

Les formules établies dans cette étude reposent sur des hypothèses très grossières; mais elles sont d'un emploi relativement facile et la confrontation des valeurs calculées et des données expérimentales montre que le coefficient de trainée d'un brise vent artificiel peut être connu avec une approximation suffisante.

Ces calculs approchés sont effectués pour les conditions de neutralité thermique. L'influence de la stabilité de l'atmosphère n'est pas prise en compte car les corrections introduites seraient relativement faibles et de plus la complication

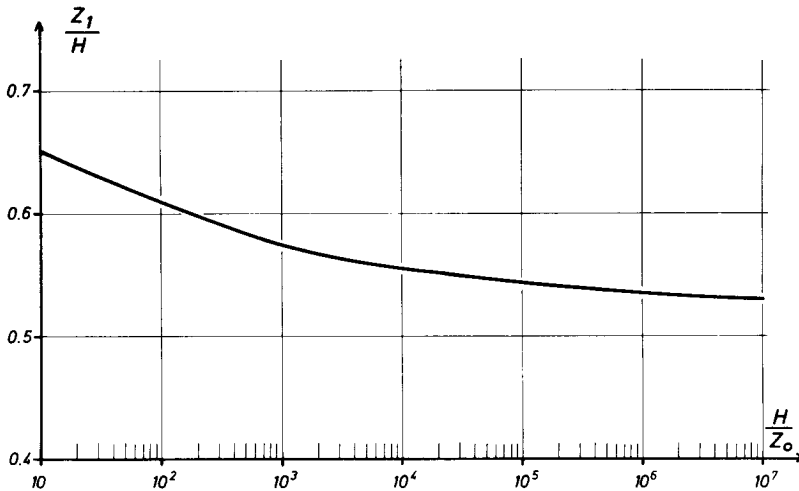


Fig. 4. Variation de z_1/H en fonction de H/z_0 .

Variation of z_1/H as a function of H/z_0 .

supplémentaire ainsi introduite ne se justifiait pas étant donné les approximations effectuées par ailleurs. D'autre part il est nécessaire pour que les formules soient applicables que la hauteur H du brise-vent soit nettement plus grande que le paramètre de porosité z_0 .

Cependant, des améliorations peuvent certainement être apportées dans l'avenir en tenant compte de la déformation du profil de vitesse au voisinage du brise-vent et en introduisant dans les calculs le coefficient de perte de charge des grilles plutôt que leur porosité.

Bibliographie

- De Bray, B. G.: 1971, 'Protection by Fences', *Wind Effects on Buildings and Structures*, Seminar 25-27 May, University of Auckland, N.Z.
- Castro, L. P.: 1971, 'Wake Characteristics of Two-Dimensional Perforated Plates Normal to an Air-Stream', *J. Fluid. Mech.* **46**, 599-609.
- Guyot, G.: 1972, 'Etude de l'écoulement de l'air au voisinage d'un obstacle poreux en couche limite turbulente (aérodynamique des brise vent)', Thèse de Docteur Ingénieur Univ. Paris VI, 163 p. Texte + Figures.
- Guyot, G.: 1977, 'Les effets aérodynamiques des brise vent', *Promoclim E. Etudes Thermiques et Aérauliques*, T. 8 E (3) 157-188.
- Good, M. C. et Joubert, P. N.: 1968, 'The Form Drag of Two-Dimensional Bluff-plates Immersed in Turbulent Boundary Layers', *J. Fluid. Mech.* **31**, 547-582.
- Hagen, L. J. et Skidmore, E. L.: 1971, 'Windbreak Drag as Influenced by Porosity', *Trans. ASAE* **14**, 464-465.
- Hoerner, S. F.: 1965, *Résistance à l'avancement dans les fluides*, Gauthier-Villars, Paris, 472 pp.
- Plate, E. J.: 1964, 'The Drag on a Smooth Flat Plate with a Fence Immersed in its Turbulent Boundary Layer', ASME Paper No. 64-FE-17. 12 pp.
- Plate, E. J.: 1971, 'The Aerodynamic of Shelter Belts', *Agric. Meteorol.* **8**, 203-222.

- Seginer, I. et Sagi, R.: 1972, 'Drag on a Windbreak in Two Dimensional Flow', *Agric. Meteorol.* **9**, 323-333.
- Seginer, I.: 1972, 'Windbreak Drag Calculated from the Horizontal Velocity Field', *Boundary-Layer Meteorol.* **8**, 383-400.
- Seginer, I.: 'Atmospheric Stability Effect on Windbreak Shelter and Drag', *Boundary-Layer Meteorol.* **8**, 383-400.
- Tani, N.: 1958, 'On the Wind Tunnel Test of Model Shelter Hedge', *Bull. Nat. Inst. Agric. Sci. Tokyo* **A(6)**, 1-81.
- Valensi, J. et Possel, R.: 1954, 'Trainée et porosité aérodynamique d'une bande perméable; cas des tôles perforées', *C. R. Acad. Sci.* **239**, 579-580.
- Valensi, J.: 1955, 'Etablissement d'un mur pare-vent perforé pour les navires à quai—lère partie Association Technique Maritime et Aéronautique Session, 1955, 17 pp.
- Valensi, J. et Rebont, J.: 1969, 'Aérodynamique des parois perforées: application au projet d'écrans de protection contre le vent; étude du fonctionnement de ces écrans AGARD, CP. No 48.
- Woodruff, N. P., Fryrear, D. W., et Lyles, L.: 1963, 'Engineering Similitude and Momentum Transfer Principles Applied to Shelterbelt Studies', *Trans. ASAE* **6**, 41-47.