

Références bibliographiques: 1. Трайнев В. А., Теплышев В. Ю., Трайнев И. В. Новые информационные коммуникационные технологии в образовании. - М.: Дашков и Ко, 2009. - 320с. 2. Les universités européennes à l'heure du e-learning : regard sur la Finlande, l'Italie et la France, Conférence des présidents d'université italienne, Françoise Thibault, Brigitte Albero, Pekka Kess, Piia Tolonen, Hanna Salovaara, Cristiana Rita Alfonsi, Massimo Carfagna, Donatella Marsiglia (2006). – 319 p. 3. Le site web officiel du FVU, site web accessible à l'adresse suivante : <http://www.virtualuniversity.fi> (consulté le 27 juillet 2011). 4. Deceuninck J. Les campus numériques en France : réalisations, dynamiques et émergences// Études de communication: langues, information, médiations. - 2007, Numéro spécial « L'intégration du numérique dans les formations du supérieur », p. 173-192, document accessible à l'adresse suivante : <http://edc.revues.org/index617.html> (consulté le 27 juillet 2011). 5. Le site web officiel EducNet, site web accessible à l'adresse suivante : <http://www.educnet.education.fr/services/ent/unr/deploiement> (consulté le 27 juillet 2011). 6. Les Espaces numériques de travail (ENT), document accessible à l'adresse suivante : <http://www.educnet.education.fr/services/ent> (consulté le 27 juillet 2011). 7. Le site web officiel UNT, site web accessible à l'adresse suivante : <http://www.universites-numeriques.fr/fr/content/objectifs-et-missions> (consulté le 27 juillet 2011). 8. Le site web officiel FIED, site web accessible à l'adresse suivante : <http://www.fied-univ.fr/hfm/fied.htm> (consulté le 27 juillet 2011). 9. Ольга Вершинская: Цифровой раскол - новый вид экономического неравенства? document accessible à l'adresse suivante : <http://www.viperson.ru/wind.php?ID=637647> (consulté le 27 juillet 2011). 10. Le site web officiel UNIT, site web accessible à l'adresse suivante : <http://www.unit.eu/fr> (consulté le 27 juillet 2011).



ANALYSE DE L'INFLUENCE DU VENT SUR LE GALOP DE CONDUCTEURS DES LIGNES AERIENNES DE TRANSPORT D'ENERGIE COMPTE TENU DE LA RIGIDITE DE CONDUCTEURS

Gorine V.Y., Davidson N.N.

(UNTD, Energougol., Donetsk, Ukraine)

Tel.: +38(062)3010380; E-mail : vygorin42@mail.ru

Résumé : La rigidité de conducteurs suspendus sur les supports de lignes aériennes de transport d'énergie électrique à haute tension influe essentiellement sur le phénomène du galop de conducteurs lors de verglas à vent. L'augmentation de la rigidité de conducteurs c'est facteur favorable pour réduire la probabilité de naissance du galop.

Mots-clés : Lignes aériennes de transport d'énergie, verglas, vent, galop de conducteurs, rigidité de conducteurs.

Lors de la description mathématique d'un galop de conducteurs des lignes aériennes (LA) de transport d'énergie c'est le principe d'Alembert qui peut être utilisé et suivant lequel la somme de toutes forces et moments extérieures, y compris des moments d'inertie, sont égaux à zéro. Pourtant comme on le sait un galop de conducteurs d'une LA est le phénomène physique assez complexe. C'est pourquoi il n'y pas encore à présent de la théorie complète expliquant toutes les corrélations de ce phénomène et permettant de faire les calculs précis des paramètres d'un galop (d'amplitudes, des fréquences de variations des conducteurs etc.) : on accepte analyser les cas partiels du galop compte tenu des divers facteurs et hypothèses

simplifiées, qui sont largement utilisées en aérodynamique. Avec cela l'analyse du problème posé dans cette article est actuelle ce qui nous permet de proposer les mesures pratiques pour affaiblir ce phénomène très désagréable lors d'exploitation des LA.

Dans l'ouvrage [1] on a proposé la formule pour définir la vitesse critique de vent en cas de galop de conducteurs d'une LA compte tenu de leurs auto-oscillations. Mais cette formule est obtenue avec une série de facteurs dont l'influence demande certain analyse. Un de ces facteurs est la rigidité de conducteur suspendu dans la portée de LA les conducteurs desquels sont soumis au galop sous pression sur eux du vent.

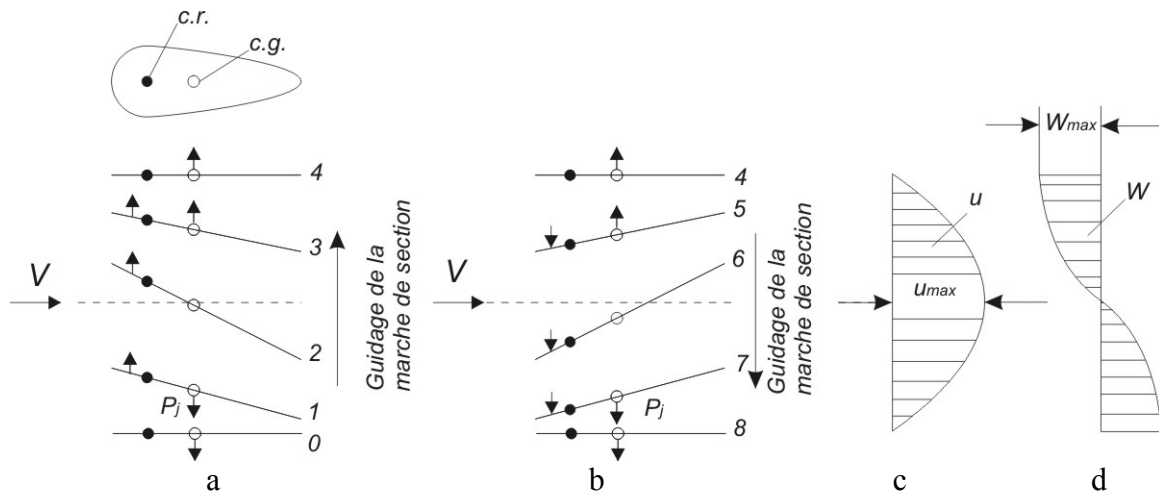


Fig. 1. Epure des vitesses verticales de marche d'un conducteur

Soit un conducteur, qui est disposé en courant d'air, a reçu l'écart initial en bas (flexion) et puis il est livré à lui-même (position 0 sur la fig. 1a). On suppose, que le conducteur est rigidement fixé et immobile, mais le courant d'air est incident à la vitesse V . Sur la fig. 1a la section de conducteur est conditionnellement remplacée par sa corde. Ici on a marqué le centre de rigidité (c. r.) et le centre de gravité (c. g.) de la section, qui dans les constructions traditionnelles de conducteurs sont disposés à peu près conformément à 35% et 45% de la corde. La disposition initiale de la corde de conducteur est tracée par le pointillé. Sous action des forces élastiques la section de conducteur se déplacera de basse situation en initiale. La vitesse u du déplacement vertical de conducteur sera avec cela augmenter de zéro à maximum en position initiale. Et plus loin grâce à l'énergie cinétique assimilée la section se déplacera en haute à la vitesse diminuant jusqu'au arrêt, après cela les forces d'élasticité obligent la section se déplacer en bas etc.

La fig. 1c montre l'épure de vitesses verticales u de la marche de section de conducteur tandis que la fig. 1d - l'épure d'accélération verticales W de cette section. En cas de changement de la direction de vitesse – en positions extrêmes de la section – l'accélération est maximum, en position initiale la vitesse est maximale mais l'accélération est égale à zéro.

Au cours de la marche accélérée les forces d'inertie de masses en marche de conducteur aura lieu et elles sont orientées contre accélération et appliquées au centre de gravité de la section. En cas de marche d'une section de conducteur à partir de position 0 jusqu'à position 2 (fig. 1a) la force d'inertie sera orientée en bas (l'accélération est dirigée en haute) et elle provoque la mise en rotation de conducteur par rapport au centre de rigidité, qui augmente l'angle d'attaque de section. Le centre de gravité comme si est en retard dans son mouvement du centre de rigidité. Au cours du mouvement de la section à partir de position 2 jusqu'à position 4 l'accélération et la force d'inertie changent la signe, la section « se détord », l'angle d'attaque réduit et se retourne à celui initial en position 4. Le centre de gravité comme si fait tout son possible pour attendre le centre de rigidité. Il est donc constater,

que les oscillations de flexion s'accompagnent par le roulage des sections de conducteur le long d'amplitude (les oscillations de torsion).

Analyserons plus en détail la marche de conducteur à partir de position 0 jusqu'à position 4. Mentionnons, que le conducteur est soufflé par le courant d'air. Il s'est trouvé qu'en toutes les positions intermédiaires de la section nous avons l'augmentation de l'angle d'attaque par rapport à celui initial et, par conséquent, la présence de la force supplémentaire aérodynamique ΔP , qui est orientée en haute à savoir en direction de la marche de conducteur. Cette force est perturbatrice et sa valeur n'est pas constante : en position 2 elle est la plus grande puis qu'en cette position le déplacement angulaire de section est maximal.

Maintenant considérons la marche inverse de la section de conducteur 4 – 8 (fig. 1b). La force d'inertie P_j , orientée en haute, crée par rapport au centre de rigidité le couple, orienté en bas (« couple piqué ») et réduit l'angle d'attaque de la section de conducteur. En position 6 la réduction d'angle est maximale. En position 7 la force d'inertie change son signe (la section se porte en bas au ralentissement), ce qui crée le couple, orienté en haute (« couple de cabrage »). La section augmente l'angle d'attaque. En position 8 l'angle d'attaque est égal à celui initial. De cette façon au cours de marche de conducteur en bas à partir de position 4 jusqu'à position 8 les angles d'attaque sont inférieurs à celui initial ce qui est équivalent au supplément de la force de levage ΔP , orientée en bas, c.-à-d. de la force perturbatrice.

Dans le but d'expliquer la notion d'un centre de rigidité et d'un axe de rigidité analyserons la poutre déformable de la section rectangulaire sous charge se trouvant en plan de la symétrie de section et hors ce plan. Il est tout à fait évident, qu'en cas d'application de la charge hors de plan de la symétrie de section aura lieu une torsion de la poutre contrairement au cas quand la charge est appliquée en plan de la section de poutre. Avec cela la torsion résultera par rapport au point, se trouvant sur intersection de deux axes de la symétrie de section, et couple de torsion est défini comme

$$M_{cr} = P \cdot c,$$

où c – distance de la ligne d'action de la force P au point mentionné.

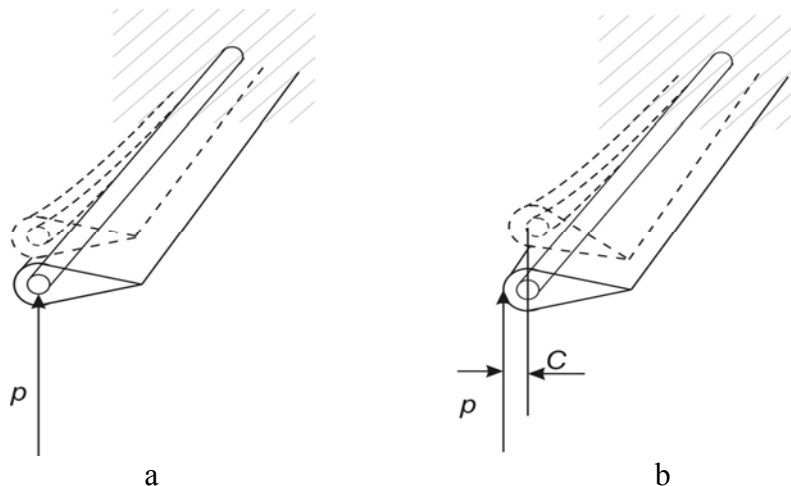


Fig. 2. Illustration du centre et de l'axe de rigidité

La ligne connectant les centres de rigidité des différentes sections s'appelle l'axe de rigidité ou bien la ligne des centres de rigidité. La fig. 2a montre la déformation de conducteur sous force, qui est appliquée au centre de rigidité, mais la fig. 2b – hors le centre de rigidité.

En résultat d'analyse des oscillations de conducteur nous arrivons à la conclusion : au cours d'oscillations ces sont des forces perturbatrices, qui agissent sur la section de conducteur. La fig. 3 montre les stades en série de la marche d'une section de conducteur en cas d'oscillations de flexion et de torsion aussi la direction des forces perturbatrices ΔP .

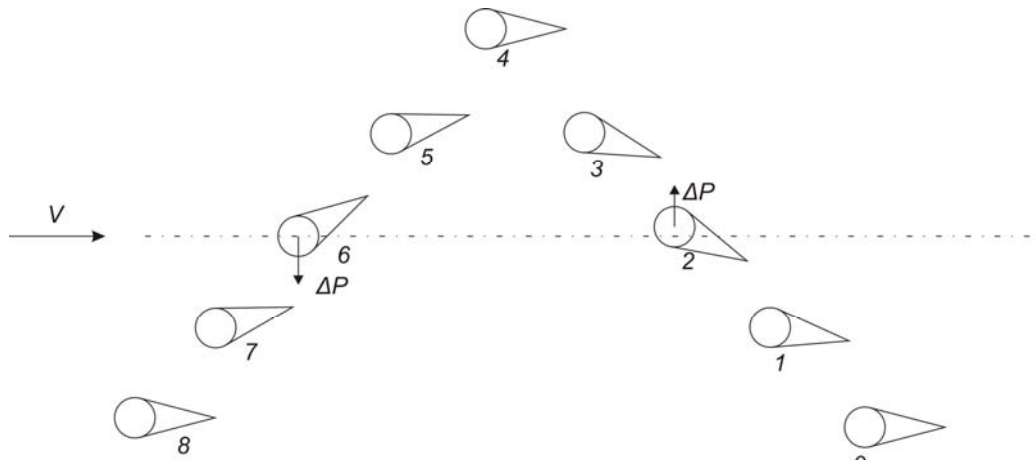


Fig. 3. Stades de la marche de section de conducteur avec verglass en cas d'un galop de conducteur

Lors des phénomènes décrits plus haut sauf la force perturbatrice il y a aussi les forces d'amortissement notamment les forces de frottement dans les jonctions et les forces internes de frottement ΔP_1 dans le matériau aussi les forces aérodynamiques ΔP_1 lors des oscillations de flexion.

Au cours de la marche de section de conducteur, par exemple, en bas, la vitesse verticale u est additionnée à la vitesse d'avant ce que provoque l'augmentation de l'angle d'attaque à la valeur $\Delta\alpha$ et la force supplémentaire de levage ΔP_2 empêchant les oscillations.

Si le travail de forces perturbatrices est supérieur au travail des forces d'amortissement, l'énergie de système s'accroît ce qui provoque « ébranlement » de système, c.- à - d. les oscillations de flexion et de torsion. Ce phénomène se passe en cas de grandes vitesses. Si le travail de force perturbatrice ΔP est inférieur au travail de forces ΔP_1 et ΔP_2 , un galop de conducteurs n'engendrera pas.

Analyserons de quoi les forces ΔP , $\Delta P_1, \Delta P_2$ dépendent. La force aérodynamique perturbatrice ΔP lors de rigidité donnée de conducteur, comme on sait d'aéromécanique, dépend de carré de la vitesse de marche de conducteur :

$$\Delta P = \Delta c_y \rho \frac{SV^2}{2} = kV^2,$$

où k – coefficient de proportionnalité.

La force de frottement ΔP_1 ne dépend pas de la vitesse de marche de conducteur.

La force aérodynamique d'amortissement ΔP_2 est proportionnelle à première degré de la vitesse :

$$\Delta P_2 = k_1 V,$$

où k_1 – coefficient ne dépendant pas de la vitesse.

Montrons cela. La force aérodynamique d'amortissement

$$\Delta P_2 = \Delta c_{y2} S \frac{\rho V^2}{2},$$

où à l'aide de Δc_{y2} on a désigné l'accroissement c_y en recourant à la vitesse verticale u .

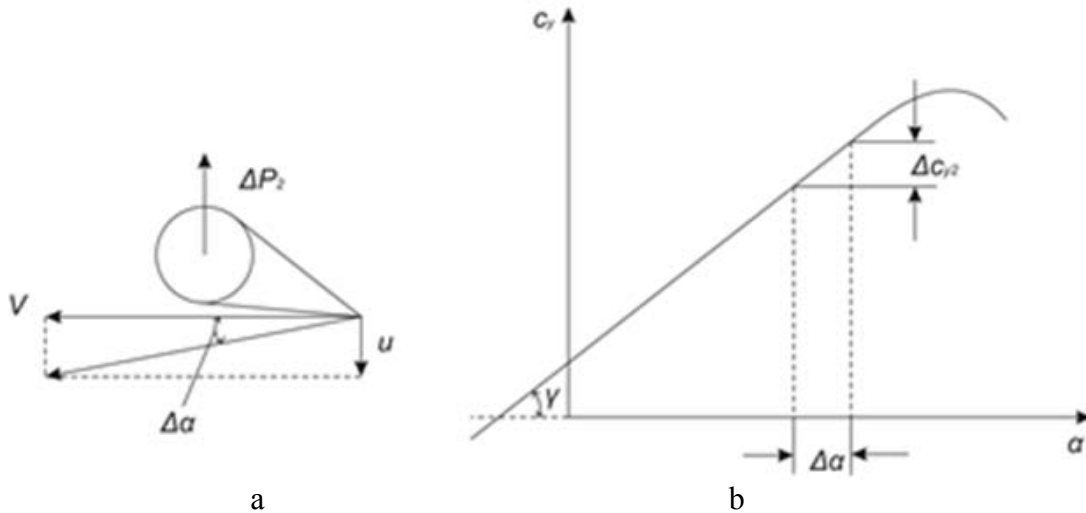


Fig. 4. A l'analyse d'influence sur le conducteur des forces perturbatrice et d'amortissement

La fonction entre Δc_{y2} et l'accroissement de l'angle d'attaque $\Delta\alpha$ peut être exprimé comme (cf. fig. 4b) :

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{\Delta c_{y2}}{\Delta \alpha},$$

d'où

$$\Delta c_{y2} = \Delta \alpha \cdot \operatorname{tg} \gamma.$$

Mais puis que (cf. fig. 4a) $\Delta \alpha \approx \frac{u}{V}$,

$$\Delta P_2 = \frac{u}{V} \operatorname{tg} \gamma \cdot S \frac{\rho V^2}{2} = k_1 V.$$

Ainsi l'influence d'une force perturbatrice aux grandes vitesses est plus considérable que l'influence des forces d'amortissement.

Le travail de ces forces se trouve en même fonction de la vitesse de marche de conducteur. Cette fonction est montrée sur la fig. 5. Le travail de forces ΔP_1 et ΔP_2 donnent le travail total de forces d'amortissement. Sur la fig. 5 on a tracé la courbe du travail de la force perturbatrice ΔP . Le point a (l'intersection des courbes du travail de forces perturbatrices et d'amortissements) donne la vitesse lors de laquelle les oscillations de flexion et de torsion, c. - à

- d. la vitesse critique de galop. En partant de cette vitesse ces oscillations, qui sont surgies sous force aléatoire, augmentera n'en ayant pas besoin d'impulsions extérieures.

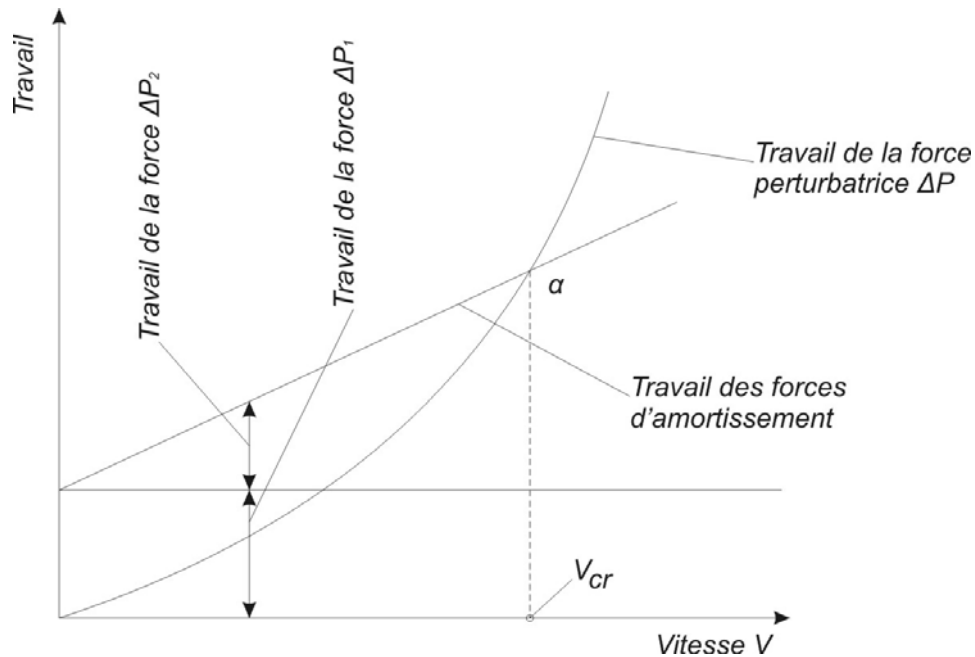


Fig. 5. Travaux des forces au conducteur lors de galop en fonction de la vitesse de vent

Analyserons un phénomène de la rotation d'inertie, de l'action réciproque de couples d'inertie et d'amortissement.

Supposons que le coupon de conducteur, qui est suspendu dans une portée et inégalement est couvri par le verglas, possède certain angle positif d'attaque α et commence se tourner sous action d'une force de levage apparue par rapport au vecteur de vitesse V , qui ne coïncide pas à l'axe X de conducteur (cf. fig. 6). En cas de rotation de tel conducteur autour du vecteur de vitesse V (cf. fig. 6) ces sont les forces centrifuges qui se développent et conditionnent l'apparition des couples d'inertie fonctionnant par rapport aux axes y et z . Définirons la valeur de ces couples et fixerons de quoi ils dépendent.

La force centrifuge d'inertie F_j est définie par le produit de sa masse m par la distance x de l'axe de rotation et par le carré de la vitesse d'angle de rotation ω^2 . Le couple d'inertie, qui est crée par cette masse, est égal au produit de la force d'inertie par sa distance r du centre de gravité de conducteur. Alors la force centrifuge de la masse m_1 est définie par la formule :

$$F_{j1} = m_1 x_1 \sin \beta \cdot \omega^2,$$

où β – angle de rencontre du vent avec la surface de conducteur.

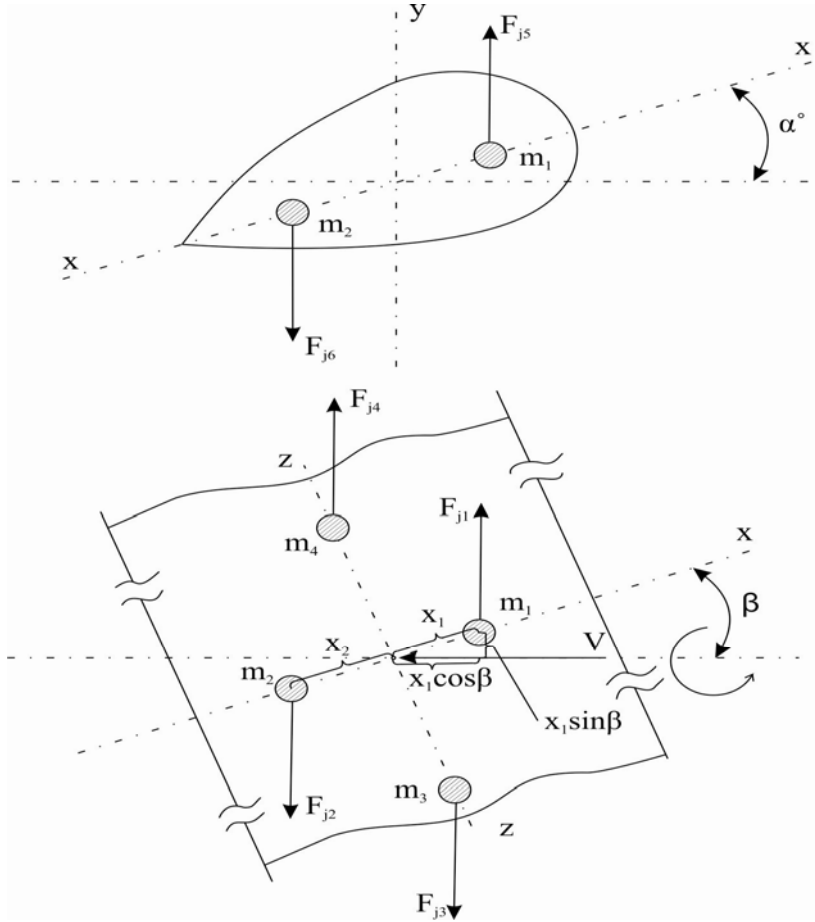


Fig. 6. Schéma d'origine des couples d'inertie en cas d'oscillations de conducteur

Le couple d'inertie, qui est crée par cette masse par rapport à l'axe y, est égal à :

$$M_{j1}^Y = F_{j1}^r \cdot$$

Dans le cas donné $r = x_1 \cos \beta$, alors

$$M_{j1}^Y = F_{j1} x_1 \cos \beta = m_1 x_1 \sin \beta \cdot \omega^2 x_1 \cos \beta = m_1 x_1^2 \omega^2 \sin \beta \cos \beta.$$

De manière analogue définissons les couples d'inertie par rapport à l'axe y et des forces d'inertie F_{j2}, F_{j3}, F_{j4} :

$$M_{j2}^Y = F_{j1} x_2 \cos \beta = m_2 x_2 \sin \beta \cdot \omega^2 x_2 \cos \beta = m_2 x_2^2 \omega^2 \sin \beta \cdot \cos \beta;$$

$$M_{j3}^Y = F_{j2} z_3 \cos \beta = m_3 z_3 \cdot \sin \beta \cdot \omega^2 z_3 \cos \beta = m_3 z_3^2 \cdot \omega^2 \sin \beta \cdot \cos \beta;$$

$$M_{j4}^Y = F_{j4} z_4 \cos \beta = m_4 z_4 \sin \beta \cdot \omega^2 z_4 \cos \beta = m_4 z_4^2 \omega^2 \sin \beta \cdot \cos \beta.$$

Car les couples d'inertie de masses m_3 et m_4 sont orientés inversement aux couples de masses m_1 et m_2 , on peut écrire le couple total d'inertie de conducteur par rapport à l'axe y de la manière suivante :

$$M_{jtot}^Y = \omega^2(m_1x_1^2 + m_2x_2^2) \sin \beta \cdot \cos \beta - \omega^2(m_3z_3^2 + m_4z_4^2) \sin \beta \cdot \cos \beta,$$

où $(m_1x_1^2 + m_2x_2^2) = J_z$ - couple d'inertie de conducteur par rapport à l'axe z ;

$(m_3z_3^2 + m_4z_4^2) = J_x$ - couple d'inertie de conducteur par rapport à l'axe x .

Supposons que l'angle β est assez faible. Dans ce cas $\sin \beta \approx \beta$, mais $\cos \beta = 1$. Alors le couple total d'inertie par rapport à l'axe y sera égal à :

$$M_{jtot}^Y = \omega^2 \beta (J_z - J_x). \quad (1)$$

Toutefois en cas de rotation de conducteur autour du vecteur vitesse de vent c'est le couple d'inertie qui est aussi engendré par rapport à l'axe z . En fonctionnant analogiquement (cf. établissement de la formule ci-dessus) trouvons le couple total d'inertie par rapport à l'axe z :

$$M_{jtot}^Z = \omega^2 \alpha (J_y - J_x). \quad (2)$$

Ces couples provoquent la naissance des connexions croisées d'inertie. Lors de certaines vitesses d'angle, qui sont complètement définies pour les conditions données, les couples d'inertie peuvent être égaux ou bien plus que les couples d'amortissement.

La vitesse d'angle de rotation suivant l'angle d'attaque α ou l'angle β , lors de laquelle le couple d'inertie est égal (ou bien est supérieur) au couple total d'amortissement et de stabilité, appelons la vitesse critique de la rotation de conducteur ($\omega_{cr\alpha}$ ou $\omega_{cr\beta}$).

Définissons les vitesses critiques de rotation en partant de conditions suivantes :

$$M_{jtot}^Y = M_{stab}^Y + M_{d'amort}^Y, \quad (3)$$

$$M_{jtot}^Z = M_{stab}^Z + M_{d'amort}^Z. \quad (4)$$

En remplaçant les valeurs de couples de l'expression (1) à l'expression (3) et de l'expression (2) à l'expression (4), on peut obtenir les formules pour trouver la vitesse critique de vent :

- vitesse critique suivant l'angle de rencontre du vent

$$\omega_{cr\beta} = \sqrt{\frac{M_{stab}^Y + M_{d'amort}^Y}{\beta(J_z - J_x)}}, \left[\frac{1}{sc} \right];$$

- vitesse critique suivant l'angle d'attaque

$$\omega_{cr\alpha} = \sqrt{\frac{M_{stab}^Z + M_{d'amort}^Z}{\alpha(J_y - J_x)}}, \left[\frac{1}{sc} \right].$$

En cas de dépassement d'une de vitesses critiques le conducteur commence spontanément se tourner.

Admettons que dans un courant d'air, ayant la vitesse, on a disposé le conducteur dont le bord d'attaque n'est pas perpendiculaire au courant d'air mais il est chanfreiné à l'angle χ qui nous allons appeler l'angle de glissement (fig. 7).

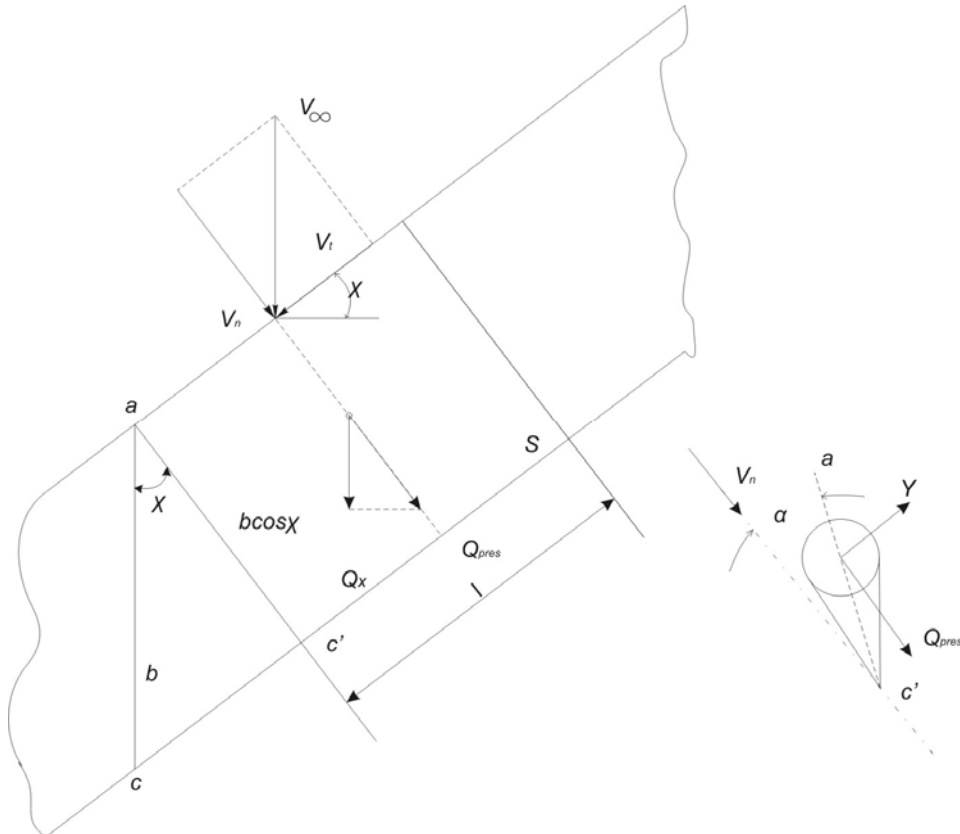


Fig. 7. A la définition de coefficients de pression du vent sur le conducteur en cas de galop

Désignons la surface d'un tronçon de conducteur à longueur l par S . La force de levage pour ce tronçon est exprimée par la relation suivante :

$$Y = c_{y\chi} \frac{\rho_{\infty} V_{\infty}^2}{2} S,$$

où $c_{y\chi}$ – coefficient de force de levage pour le conducteur qui est disposé sous angle d'attaque α_z : c'est un angle entre le vecteur vitesse de courant incident d'air et la corde (cf. fig. 7).

Décomposons le vecteur vitesse de courant d'air V_{∞} en deux orientations : normale et tangentielle par rapport au bord d'attaque. En résultat nous obtiendrons les composantes suivantes de vitesse :

$$\begin{aligned} V_n &= V_\infty \cos \chi ; \\ V_t &= V_\infty \sin \chi . \end{aligned}$$

La composante de vitesse V_t , qui est orientée le long de conducteur, n'influe pas sur l'image de la répartition de pression le long de conducteur.

La grandeur absolue de pression p_y en points à la surface de conducteur sera aussi identique que sur le conducteur direct fuselé par le courant d'air à la vitesse V_n , c.- à - d.

$$p_\chi = p . \quad (5)$$

Les coefficients de pression sur le conducteur peuvent être trouvés d'après les formules ci-dessous :

- pour le conducteur étant donné de glissement de vent

$$\bar{p}_\chi = \frac{p_\chi - p_\infty}{\frac{\rho_\infty V_\infty^2}{2}} , \quad (6)$$

- pour le conducteur faute de glissement de vent

$$\bar{p} = \frac{p - p_\infty}{\frac{\rho_\infty V_\infty^2}{2}} = \frac{p - p_\infty}{\frac{\rho_\infty V_\infty^2}{2} \cos^2 \chi} . \quad (7)$$

Car en cas de glissement la condition (5) est conservée, l'égalité des pressions excessives évidemment aussi conservera :

$$p_\chi - p_\infty = p - p_\infty .$$

Alors la connexion

$$\bar{p}_\chi = \bar{p} \cos^2 \chi \quad (8)$$

résulte des formules (6) et (7).

La fonction obtenue donne la connexion entre les coefficients de pression de conducteur dans une portée étant donné et faute de glissement de vent. Pourtant les angles d'attaque dans ces cas sont différents : étant donné de glissement l'angle d'attaque est égal à α_χ (le long de corde ac), mais faute de glissement il est égal à α (le long de corde ac').

Trouvons la connexion entre angles α_χ et α . Les sections ac et ac' ont le point commun a dans l'arétier avant. L'arétier arrière de deux sections se trouve sur la même surface, c'est pourquoi on peut présenter schématiquement la disposition mutuelle des sections à la manière donné sur la fig. 8.

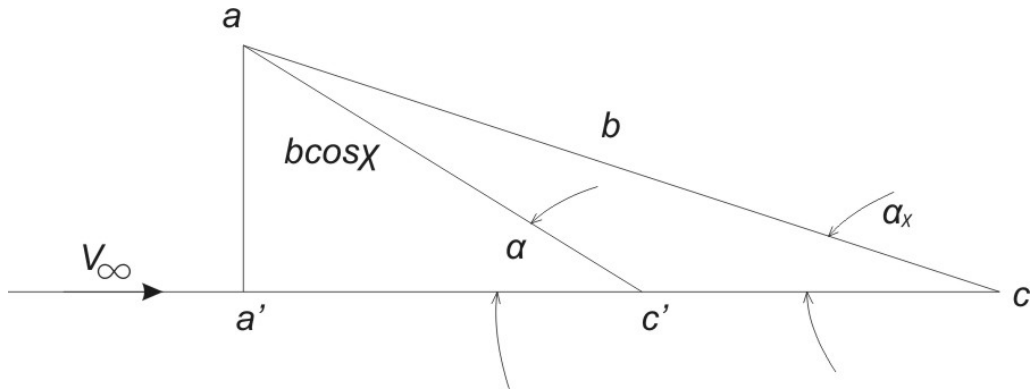


Fig. 8. Disposition mutuelle des sections d'un conducteur dans la portée de LA

La valeur de surélévation de l'arêtier avant au-dessus des points c' et c sera conformément égale à :

$$\overline{aa'} = b \sin \alpha_{\chi} = b \cos \chi \sin \alpha ,$$

d'où

$$\sin \alpha_{\chi} = \sin \alpha \cos \chi ,$$

ou bien en cas d'angles faibles d'attaque

$$\alpha_{\chi} = \alpha \cos \chi . \quad (9)$$

Le coefficient de pression dépend linéairement de l'angle d'attaque. C'est pourquoi présentons la connexion (8) en forme suivante :

$$\overline{p_{\chi}^{\alpha}} = \overline{p^{\alpha}} \cos^2 \chi , \quad (10)$$

où

$$\overline{p_{\chi}^{\alpha}} = \frac{\partial \overline{p_{\chi}}}{\partial \alpha} ; \quad \overline{p^{\alpha}} = \frac{\partial \overline{p}}{\partial \alpha} .$$

Substituons l'angle α de la formule (9) dans l'expression (10). En résultat obtiendrons :

$$\overline{p_{\chi}^{\alpha}} = \overline{p^{\alpha}} \cos \chi .$$

Ou bien en déterminant les coefficients de pression de conducteur étant donné ou faite de glissement de vent lors d'angles d'attaque identiques selon le courant d'air nous serons avoir :

$$\overline{p_\chi} = \overline{p_\chi^\alpha} \alpha = \overline{p^\alpha} \cos \chi \alpha = \overline{p} \cos \chi ,$$

c.- a.- d.

$$\overline{p_\chi} = \overline{p} \cos \chi . \quad (11)$$

Pour définir le coefficient de force de levage pour le conducteur en cas de glissement de vent nous utilisons la formule suivante :

$$c_y = \frac{1}{S} \int_S (\overline{p_H} - \overline{p_B}) dS .$$

Pour le conducteur en cas de glissement de vent nous allons écrire cette formule en forme suivante :

$$c_{y\chi} = \frac{1}{S} \int_S (\overline{p_H} - \overline{p_B}) \chi dS .$$

Ou bien compte tenu de relation (11)

$$c_{y\chi} = \cos \chi \frac{1}{S} \int_S (\overline{p_H} - \overline{p_B}) dS = c_y \cos \chi . \quad (12)$$

Ici $c_y = \frac{1}{S} \int_S (\overline{p_H} - \overline{p_B}) dS$ - coefficient de force de levage pour le conducteur faute de glissement de vent sous même angle d'attaque comme pour le conducteur, qui se trouve étant donné de glissement de vent.

En dérivant (12) selon l'angle α , trouvons aussi

$$\alpha_{0\chi} = \alpha_0 \cos \chi ,$$

où $\alpha_{0\chi} = \frac{dc_{y\chi}}{d\alpha}$, $\alpha_0 = \frac{dc_y}{d\alpha}$ - caractéristiques de conducteur étant donné ou faute de glissement de vent.

Par conséquent, dans les conditions de glissement un rigide conducteur dans la portée d'une LA en cas d'angle donné possède la force de levage, qui est plus faible par rapport au cas faute de glissement, à $\cos \chi$ fois.

Comme on sait de la pratique d'exploitation des LA, d'habitude un galop est observé en cas de vents, qui sont orientés sous angles $20 \div 90^\circ$ à l'axe de conducteur mais plus souvent sous angles $20 \div 70^\circ$, c.- a.- d. plus faibles que 90° . Ainsi à un des tronçons d'expérimentation de LA, qui sont spécialement équipés, les amplitudes maximales d'oscillations de conducteurs ont correspondues aux angles de vent $20 \div 60^\circ$; lors d'angles $80 \div 90^\circ$ un galop de conducteur n'a pas surgi.

Car les oscillations de flexion et de torsion surgissent alors que la vitesse de vent atteinte une valeur critique $V \geq V_{cr.oscil.}$, pour éviter les oscillations il est nécessaire de créer telle construction de conducteur que la vitesse maximum prévisible pour ce conducteur était inférieure à $V_{cr.oscil.}$.

On recommande de garder l'inégalité suivante :

$$V_{cr.oscil.} \leq 1,1V_{max} .$$

Comme on sait [1], la vitesse critique est proportionnelle à la racine carrée du produit de la rigidité par torsion ($\sqrt{GJ_k}$). En cas d'augmentation de torsion lors d'autres paramètres identiques les angles d'attaque $\Delta\alpha_\varphi$, qui sont conditionnés par la déformation de torsion, diminuent ce que amène à la réduction d'énergie qui est transportée à partir de courant d'air jusqu'au système oscillant et par conséquent à l'augmentation de la vitesse critique.

Conclusion. Pour réduire la probabilité de naissance du galop de conducteurs d'une LA on peut recommander l'augmentation de la rigidité de conducteur à la torsion, par exemple, par le changement de la construction de conducteur : donc pour les conducteur en aluminium - acier dans ce but on peut recommander l'augmentation de la section de partie d'acier de conducteur.

Bibliographie : 1. Горин В.Я., Давидсон Н.Н. Методика определения критической скорости ветра при пляске проводов воздушных ЛЭП.// Наук. праці ДонНТУ, серія «Електротехніка і енергетика», вип. 9 (158). – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2009. – 52 - 57с.

L'ENSEIGNEMENT A DISTANCE PROVOQUE L' APPARITION D'UN NOUVEAU METIER – TUTEUR

Kapanadzé G.A. (UNTD, Donetsk, Ukraine)

Tél.: +38 095 510 52 82, +38 062 301 03 80 ; e-mail: kapkan21@gmail.com

Abstract : *L'éducation tout au long de la vie, est une nécessité hautement ressentie. Une série d'évolutions conjuguées la rendent indispensable tandis que les moyens des techniques modernes facilitent son émergence. En effet, l'allongement prévisible de la période d'activité, l'apparition de nouveaux métiers tandis que les anciens se transforment, l'entrée des nouvelles technologies dans le travail, font que l'individu devra se former tout au long de sa vie. On n'est plus dans la perspective où l'on exerçait le même métier toute sa vie et au même endroit. De ce fait, il existe de la part de tous les acteurs du service public de l'éducation et de la formation la volonté d'élaborer de nouvelles formes d'accès au savoir.*

Key words : *enseignement à distance, Technologies de l'Information et de la Communication (TIC), tuteur, tutorat à distance, nouveau métier, enseignement en ligne.*

On affirme que les Technologies de l'Information et de la Communication (TIC) représenteraient une véritable aubaine pour dispenser ce savoir, pour former les adultes. En effet, les TIC permettraient par exemple, de diffuser des cours à distance, en effaçant une partie des difficultés rencontrées dans ce type de formation comme le délai, plus ou moins long, des réponses. En dispensant des cours en ligne, on éviterait le lourd cout de la