Sciences & Technologie B – **N°35**, Juin 2012, 33-40.

BORNE SUPERIEURE DE LA POUSSEE TRIDIMENSIONNELLE DES TERRES MOBILISEEPAR UN SOL COHERENT, SURCHARGE, POUR UN PIEU RIGIDE

Khaldi N.[1] , Meksaouine M.[2] , Dias D.[3]

[1]Département de génie civil, Université Mentouri Constantine, Algérie
[2]Département d'hydraulique, Université Badji Mokhtar Annaba, Algérie
[3] Laboratoire LTHE /Polytech'Grenoble, Université Joseph –Fourier, France

Reçu le 12/07/2010 – Accepté le 18/02/2012

Résumé

De tous temps, la poussée active des terres a été négligée devant la poussée passive, nous proposons donc par le présent article, un modèle théorique tridimensionnel en poussées combinées des terres mobilisées derrière un pieu rigide en translation. L'analyse de ce modèle, prend en considération le cas général d'un sol cohérent (c) ayant une surface libre horizontale surchargée verticalement (q). La forme tridimensionnelle ainsi représentée du prisme de rupture, est plus proche de la trace réelle remarquée en expérimentation puisqu'elle représente d'une part, la poussée et de l'autre la butée.
Le calcul détaillé de ce dernier en utilisant le théorème cinématique de la théorie de l'Analyse limite, donne les coefficients respectifs de la butée et de la poussée ($K_{p\gamma}$, K_{pq}, K_{pc}) et ($K_{a\gamma}$, K_{aq}, K_{ac}). Ce modèle ainsi calculé, donnera des bornes supérieures de cette poussée tridimensionnelle des terres qui seront comparées à celles expérimentales.

Mots clés : Pieu rigide, sollicitation latérale, Poussée des terres, poussée, butée, tridimensionnelle, analyse limite, borne supérieure, sol cohérent, surface surchargée, prisme de rupture, interaction sol-structure.

Abstract

Of all time, active earth pressure has been neglected before the passive earth pressure, we propose in this article, a theoretical model of three-dimensional earth pressure mobilized behind a rigid pile in translation. The analysis of this model takes into account the general case of a coherent soil (c) having a free horizontal surface vertically overloaded (q). The three-dimensional shape that represents the prism of failure is close to the real trace noticed in experiments, since it represents the passive and the active pressures together.
The detailed calculation of the earth pressure using the kinematic theorem of limit analysis theory, gives the respective coefficients of the passive and the active earth pressures ($K_{p\gamma}$, K_{pq}, K_{pc}) et ($K_{a\gamma}$, K_{aq}, K_{ac}).
This model thus calculated, the result of upper bounds of the three-dimensional earth pressure will be compared to experimental.

Keywords *: Coordinate measuring machine (CMM), GPS, associated surface, optimization, measurement uncertainties.*

ملخص.

في ما سبق، أهملت قوى الدفع النشطة الأرضية أمام قوى الدفع السلبية الأرضية، لذا نحن نقترح في هذا المقال نموذج نظري ثلاثي الأبعاد يبين سلوك التربة المحيطة بوتد صلب محمل أفقيا.
تحليل هذا النموذج يأخذ بعين الاعتبار الحالة العامة لتربة متماسكة (c) و بها سطح حر أفقي محملاً عمودياً بحمولة (q).الشكل الثلاثي الأبعاد يمثل ادن منظور القطيعة، يشبه إلى حد قريب الأثر الحقيقي الذي لوحظ في الحملات التجريبية ودلك لأنها تمثل من ناحية قوى الدفع الأرضية ومن ناحية أخرى قوى التوقف الأرضية.
الحساب المفصل لهذا النموذج باستخدام المبرهنة الكينماتيكية لنظرية التحليل الحد يعطي معاملات كل من قوى التوقف الأرضية وقوى الدفع الأرضية على الترتيب ($K_{p\gamma}$, K_{pq}, K_{pc}) ($K_{a\gamma}$, K_{aq}, K_{ac}).
هذا النموذج سوف يعطي حدودا عليا لقوى الضغط ثلاثي الأبعاد الأرضي النظري،ستتم مقارنتها مع النتائج التجريبية.

الكلمات المفتاحية: *آلة القياس ثلاثية الأبعاد ، الأسطح المثالية ، الإرتيابات في القياس ، القطع الميكانيكية*

Introduction :

On admet aujourd'hui, que certaines fondations sur pieux, qui à l'origine étaient conçues pour transmettre au sol les efforts dus au poids total de la structure, puissent également être sollicitées par des efforts latéraux et doivent donc avoir une capacité de résistance à de tels efforts.

Dans le domaine pratique, l'analyse de la poussée des terres est utilisée pour la conception des tirants d'ancrages, pour assurer la stabilité des pentes (confortement de glissement par rideaux de pieux) (Fig.1), des fondations de ponts (culée, pieux sous culée, pieux sous fondation de pile) (Fig.2), des fondations de structure maritimes (Fig.3)…..etc. La recherche bibliographique prête attention soit à la poussée passive [1],[2],[6],[7],[8],[9][10] soit à la poussée active [9][3], alors qu'il faudrait les combinés pour mieux les adaptés au domaine pratique sus mentionné.

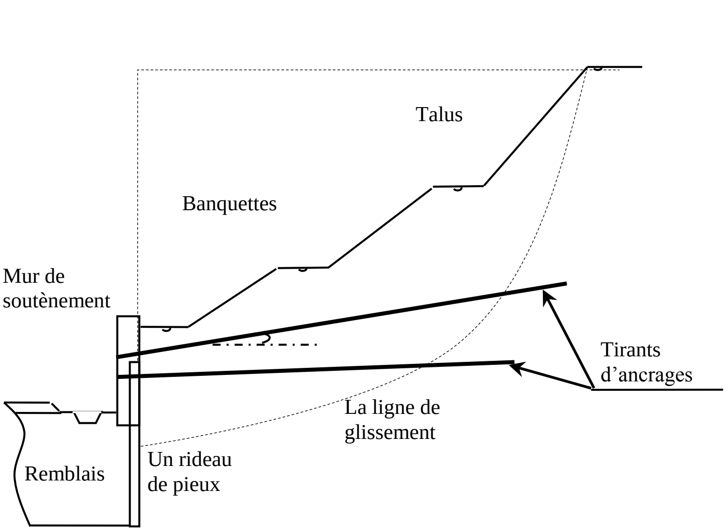


Fig.1 : confortement d'un glissement

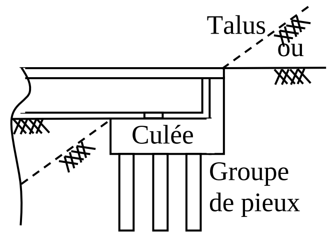


Fig.2 : Fondation d'un pont

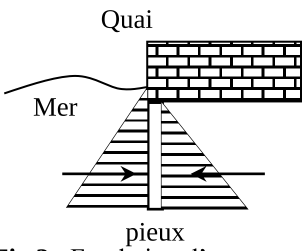


Fig.3 : Fondation d'une structure maritime

Quand au comportement des sols à la rupture, trois principales méthodes de calcul sont à citer: la méthode de l'équilibre limite (équilibre de blocs rigides), la méthode dite des lignes de glissement (équilibre des contraintes dans un massif à l'état plastique) et la méthode de l'analyse limite [4],[5].

Le présent document expose le calcul détaillé de la poussée tridimensionnelle des terres, donc butée combinée à la poussée en utilisant le théorème cinématique de l'analyse limite. L'analyse est faite pour un sol cohérent (c) sujet à un surchargement surfacique (q). Les résultats donnent ainsi les coefficients respectifs de la poussée active et celle passive ($K_{p\gamma}$, K_{pq}, K_{pc}) et ($K_{a\gamma}$, K_{aq}, K_{ac}) montrant l'influence du poids du sol, de sa cohésion ainsi que le chargement qu'il supporte. Une fois le modèle développé, il sera calculé pour pouvoir trouver le minimum pour le coefficient de buté et le maximum pour le coefficient de poussée, dans le but de pouvoir le comparer à des essais réels sur modèles réduits [9].

2 Développement du modèle

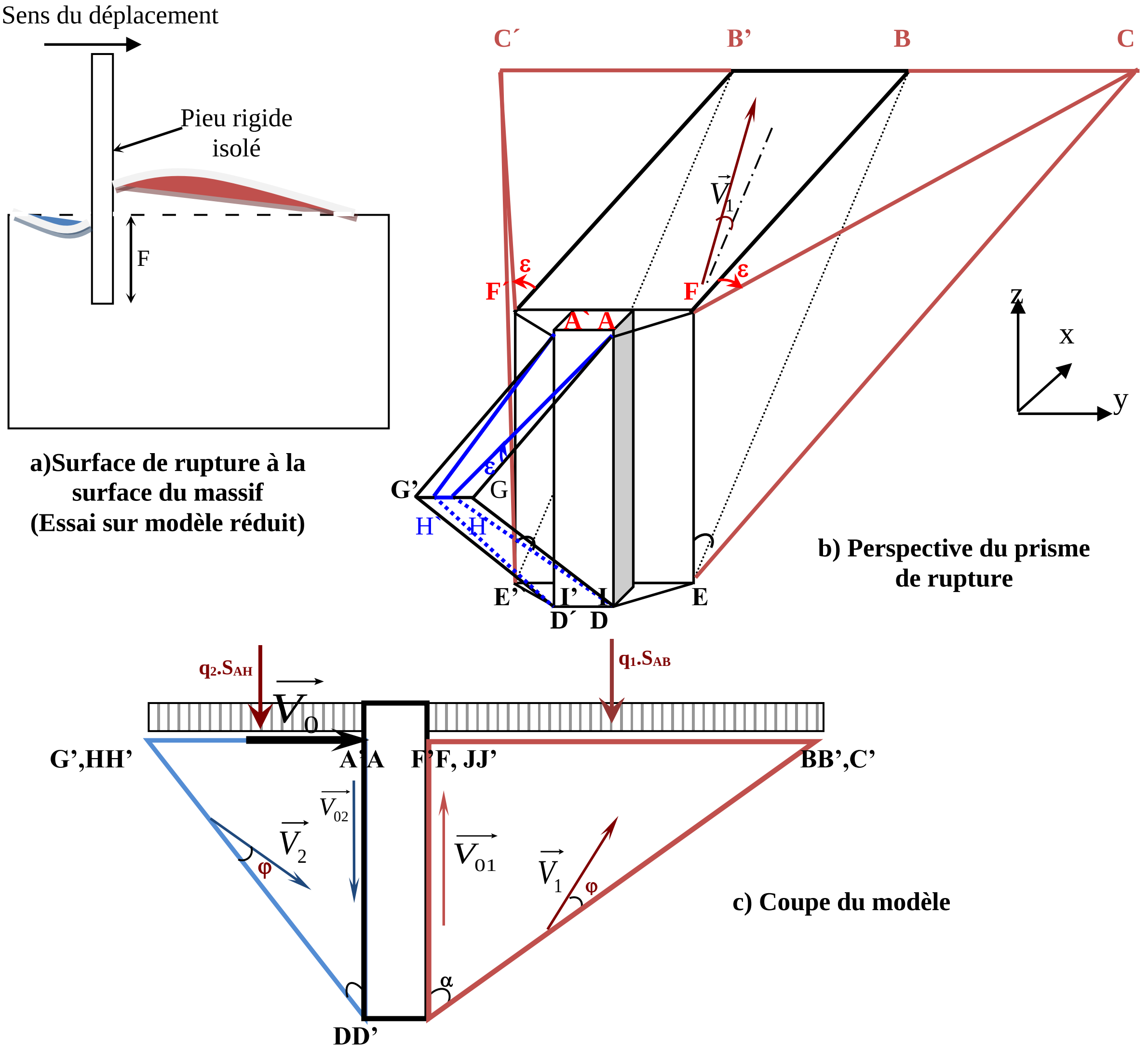


Fig. 4 : Modèle de Coulomb pour un pieu rigide isolé

Il s'agit là de deux mécanismes de rupture monobloc de part et d'autre (Fig.4), caractérisant à la fois:

1- La poussée passive des terres

2- La poussée active des terres ;

Ce modèle doit malgré la complexité de son volume dans le plan horizontal respecter en tout point la condition cinématique d'angle entre le vecteur vitesse et la surface de rupture qui doit être égale à « φ ».

3 Méthode de l'analyse limite

La méthode de l'analyse limite permet de définir une valeur de la charge de rupture sans utilisation de l'analyse élastique-plastique incrémentale. Contrairement à la méthode des lignes de glissement et à la méthode de l'équilibre limite, la méthode de l'analyse limite considère une loi de comportement idéalisée.

Grâce aux développements de la théorie de la plasticité (DRUCKER et PRAGER, CHEN..)[4,5], deux principes extrêmes ont été établis, qui servent de base à la méthode de l'analyse limite. La dualité de ces principes entraîne l'existence de deux méthodes duales en analyse limite : l'une statique et l'autre cinématique.

3.1 Le théorème statique

Le théorème statique détermine le chargement stable le plus grand possible à partir des champs de contraintes qui satisfont les équations de l'équilibre et les conditions aux limites en contraintes, sans violer les critères de résistances. Le chargement ainsi déterminé ne peut dépasser le chargement limite réel. La méthode statique est donc une approche par l'intérieur, qui fournit une borne inférieure du chargement limite.

3.2 Le théorème cinématique

Le théorème cinématique approche le chargement limite par l'extérieur. Dans un système mécanique stable, le travail des forces extérieures est transformé en travail des forces ou contraintes intérieures. Si le système ne peut absorber le travail extérieur, il se rompt. Ce principe de mécanique est appliqué en comparant le taux du travail externe et le taux des énergies internes pour des champs de vitesses cinématiquement et plastiquement admissible, autrement dit des champs de vitesses qui respectent les conditions aux limites et la loi de normalité. En imposant que la puissance extérieure soit supérieure à la puissance intérieure, il est possible de définir des chargements instables, c'est à dire supérieurs aux chargements limite recherché. Le plus petit des chargements instable est donc une borne supérieure du chargement limite.

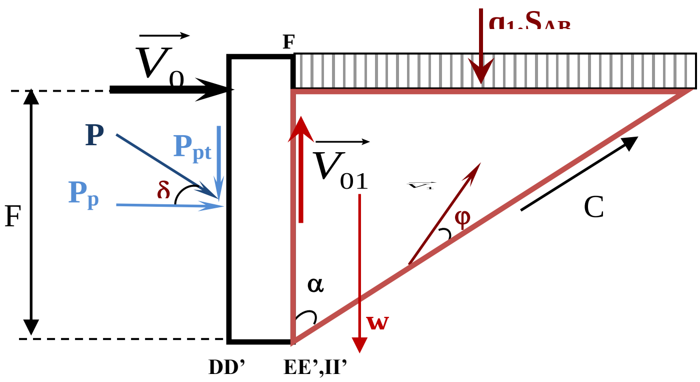
4 Le mécanisme monobloc caractérisant la poussée passive:

Les expériences réalisées, montrent que les faces latérales du massif doivent être prises en charge, cela consiste à élargir l'écran et à reculer le prisme de rupture à l'arrière du massif;
Aussi, en butée on ne doit pas négliger l'effet des faces latérales du pieu, en effet, la trace réelle du prisme de rupture englobe les cotés, d'où la nécessité de l'adaptation à la présence de ce frottement latéral. (Fig.5)
On aura donc en butée, deux parties latérales au pieu (AJFEDI) et (A´J´F´E´D´I´) symétriques au pieu, ce sont des troncs de prismes droits à base triangulaire [(DIE) et (D´I´E´)].
Ce modèle n'est pas cinématiquement admissible parce que la condition cinématique d'angle n'est pas entièrement vérifiée pour toutes les surfaces de l'adaptation, telle que la surface (EID) où l'angle entre cette surface et le vecteur $\vec{V_1}$ est de $\left[\frac{\pi}{2}-(\alpha-\varphi)\right]$ et non pas φ (comme le demande la condition cinématique d'angle). Cependant, cette surface étant très petite devant le prisme global, on peut alors admettre d'une façon générale que ce modèle est très proche de la borne supérieure de la butée de l'analyse limite.
Il s'agit là d'un mécanisme de rupture monobloc où:

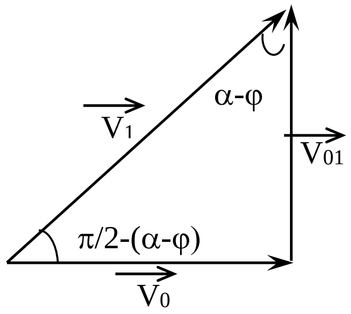
V_0 : Vecteur vitesse de translation du pieu.
V_1 : Vecteur vitesse de déplacement du prisme de rupture (EE´ FF´ CC´).
V_{01} : Vecteur vitesse relative de déplacement du prisme par rapport au pieu (AA´DD´I I´JJ´) en amont.

Il faut donc déterminer géométriquement ce prisme en sachant qu'il y a 5 surfaces de rupture: (CC´EE´), (FCE), (F´C´E´), (AFED), (A´F´E´D´).

5.1 Calcul de la butée



a) **Coupe du modèle en butée**



b) **Schéma cinématique**

Fig. 5 : Coupe du modèle en butée et schéma cinématique

Selon le théorème cinématique de l'analyse limite, le travail des forces extérieures est transformé en travail des forces ou contraintes intérieures :

- ***Le Travail extérieur sera donc la somme de:***

-Le taux de travail dûe au poids propre du bloc est le poids du même bloc multiplié par la composante verticale de la vitesse : $-W.V_1.\cos(\alpha-\varphi)$

- Le taux de travail dûe à la surcharge surfacique : $-q_1.S_{sup}.V_1.\cos(\alpha-\varphi)$

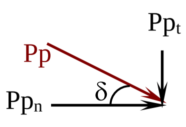
- Le taux de travail dûe à l'effort normal de la butée : $P_{pn}\,V_1\sin(\alpha-\varphi)$

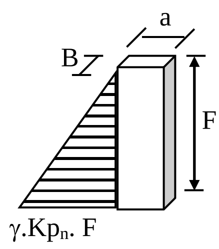
Alors la somme du travail extérieur devient :
$\sum$ des travaux extérieurs $= -W.V_1.\cos(\alpha-\varphi) + Pp_n\,V_1.\sin(\alpha-\varphi) - q.\,S_{sup}.V_1.\cos(\alpha-\varphi)$

- ***L'énergie interne sera donc la somme de :***

- L'énergie dissipée le long de la surface de glissement : $C.\,S_{gliss}.V_1.\cos\varphi$
- L'énergie dissipée par frottement entre l'écran et le massif: $Pp_t\,.\,V_1.\cos(\alpha-\varphi)$

Avec
$$\begin{cases} Pp_n = \frac{1}{2}\,.\,Kp_\gamma.\gamma.\,F^2.\,B.\,\cos\delta \\ Pp_t = \frac{1}{2}\,.\,Kp_\gamma\,.\,\gamma.\,F^2.\,B.\,\sin\delta \\ W = \gamma.V \end{cases}$$





Alors la somme des énergies internes devient :
$\sum$ des énergies internes $= C.\,S_{gliss}.V_1.\cos\varphi + Pp_t\,.\,V_1.\cos(\alpha-\varphi)$

Il faudra donc déterminer le volume V_1, la surface de glissement S_{gliss}, la surface de chargement Sup et les deux composantes tangentielle et normale de la butée Pp_t et normale Pp_n.

a) Détermination du volume :

$$V = F.\frac{a^2.\sin\varphi}{\sqrt{\cos^2\varphi-\cos^2(\alpha-\varphi)}} + \frac{F^2.B.tg\alpha}{2} + F^2.tg\varepsilon.tg\alpha.\left(a+\frac{1}{3}.F.tg\alpha\right)$$

Du moment que : $tg\varepsilon = \dfrac{\sin\varphi}{\sqrt{\cos^2\varphi-\cos^2(\alpha-\varphi)}}$

On aura: $V_1 = F.\ a^2.\ tg\varepsilon + \dfrac{F^2.B.tg\alpha}{2} + F^2.tg\varepsilon.tg\alpha.\left(a+\dfrac{1}{3}.F.tg\alpha\right)$

b) Détermination de la surface de chargement :

$$S_{sup} = S_{(AA'CC')} = \frac{1}{2}(B + FF' + 2y_c).(a + F.\ tg\alpha)$$

Donc:

$$S_{sup} = S_{(AA'CC')} = (B + (a + F).tg\varepsilon).(a + F.\ tg\alpha)$$

c) Détermination de la surface de glissement :

$S_{gliss} = a^2\ tg\varepsilon + S_{(EE'CC')} + 2S_{(FCE)} + 2S_{(AFDE)}$

Donc :

$$S_{gliss} = a^2.\ tg\varepsilon + \frac{B.F}{\cos\alpha} + \frac{2.a.F.tg\varepsilon}{\cos\alpha} + \frac{F^2.tg\alpha.tg\varepsilon}{\cos\alpha} + \frac{F^2.tg\alpha}{\cos\varepsilon} + \frac{2.a.F}{\cos\varepsilon}$$

d) Calcul des coefficients de butée :

Σ des travaux extérieurs = Σ des énergies internes, donne après tout calcul fait :

$$\begin{cases} Kp_\gamma = \dfrac{2.V_T}{B.\ F^2\left[\cos\delta.tg(\alpha-\varphi)-\sin\delta\right]} \\[2ex] Kp_q = \dfrac{2.q.S_{sup}}{\gamma.F^2.B.\left[\cos\delta.tg(\alpha-\varphi)-\sin\delta\right]} \\[2ex] Kp_C = \dfrac{2.C.S_{gliss}.\cos\varphi\ \ /\cos(\alpha-\varphi)}{\gamma.F^2.B.\left[\cos\delta.tg(\alpha-\varphi)-\sin\delta\right]} \end{cases}$$

Avec :

$$\begin{cases} V_T = F.\ a^2.\ tg\varepsilon + \dfrac{F^2.B.tg\alpha}{2} + F^2.tg\varepsilon.tg\alpha.\left(a+\dfrac{1}{3}.F.tg\alpha\right) \\ S_{sup} = S_{(AA'CC')} = (B + (a + F).tg\varepsilon).(a + F.\ tg\alpha) \\ S_{gliss} = a^2.\ tg\varepsilon + \dfrac{B.F}{\cos\alpha} + \dfrac{2.a.F.tg\varepsilon}{\cos\alpha} + \dfrac{F^2.tg\alpha.tg\varepsilon}{\cos\alpha} + \dfrac{F^2.tg\alpha}{\cos\varepsilon} + \dfrac{2.a.F}{\cos\varepsilon} \end{cases}$$

6 Le Mécanisme monobloc caractérisant la poussée passive

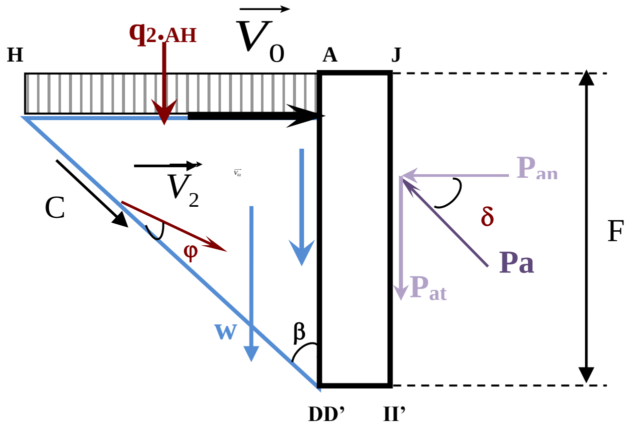
En effet le système se décompose en trois surfaces de glissement. La poussée derrière le pieu n'étant plus prise en considération, dans la mesure où les particules des terres sur les cotés de l'écran n'étant plus sollicités. Ce phénomène physique est présent en poussée.

Il faut donc déterminer géométriquement ce prisme en sachant qu'il y a trois (03) surfaces de ruptures (AHD), (A`H`D`), (DD`HH`).

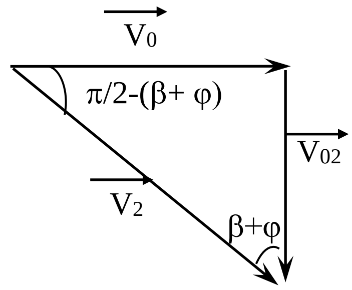
- Le matériau de travail est considéré comme standard c'est à dire qu'il vérifie la condition de normalité ainsi que celle de glissement cinématique.
- Cette condition de glissement cinématique signifie que la direction de la variation de vitesse dans la courbe mince de transition limitée par deux plans parallèles (zone de rupture) doit faire un angle φ avec le plan de glissement.

Dans notre cas le plan de rupture ou de transition sera (DD`HH`).

6.1 Calcul de la poussée



a) **Coupe du modèle en poussée**



b) **Schéma cinématique**

Fig.6 : Coupe du modèle en poussée et schéma cinématique

Comme l'indique le théorème cinématique de l'analyse limite, le travail des forces extérieures est transformé en travail des forces ou contraintes intérieures :

- ***Travail extérieur sera donc la somme de:***

Idem que la butée, donc la somme des travaux extérieurs est :

$\sum W = \gamma\ V_{tot}\ V_1 \cos(\beta+\varphi) - P_{an}\ V_1 \sin(\beta+\varphi) + q_2\ S_{AA`HH`}\ V_1 \cos(\beta+\varphi)$

- ***L'énergie internes sera donc la somme de :***

- L'énergie dissipée le long de la surface de glissement : $C\ S_{gliss}\ V_1 \cos\varphi$.
- L'énergie dissipée par frottement entre l'écran et le massif : $P_{an} V_1 \tan g\delta\ V_1 \cos(\beta+\varphi)$

$$\text{Avec :} \begin{cases} P_{an} = \frac{1}{2}.\gamma.\ F^2.\ B.\ Kp_{\gamma}.\cos\delta = \frac{1}{2}.\gamma.\ F^2.\ B.\ K_{an} \\ W = \gamma.V \end{cases}$$

Σ des travaux extérieurs = Σ des énergies internes, donne après tout calcul fait :

$\gamma\ V_{tot}\ V_1 \cos(\beta+\varphi) - P_{an}\ V_1 \sin(\beta+\varphi) + q\ S_{AA`HH`}\ V_1 \cos(\beta+\varphi) = P_{an}V_1\ tg\ \delta\ V_1 \cos(\beta+\varphi) + C\ V_1 \cos\varphi.\ S_{gliss}$

En simplifiant V_1 de cette dernière équation on aura :

$P_{an}\ [\ \sin(\beta+\varphi) + tg\delta \cos(\beta+\varphi)\ ] = \gamma\ V_{tot} .\cos(\beta+\varphi) + q\ S_{AA`BB`} .\cos(\beta+\varphi) - C \cos\varphi.\ S_{glis}$

D'ou on obtient :

$$\begin{cases} K_{a\gamma} = \dfrac{2\,V_{tot}\,\cos(\beta+\varphi)}{B\,F^2\sin(\beta+\varphi+\delta)} \\ K_{aq} = \dfrac{2\,q_2\ S_{AA'HH}\,\cos(\beta+\varphi)}{\gamma\,B\,F^2\sin(\beta+\varphi+\delta)} \\ K_{ac} = \dfrac{-2\,C\ \cos\varphi\ S_{gliss}}{\gamma\,B\,F^2\sin(\beta+\varphi+\delta)} \end{cases}$$

avec :

$$\begin{cases} V_{tot} = \dfrac{1}{6}F^2\,tg\beta\,[3b - 2F.tg\beta\ \ tg\varepsilon\,] \\ S_{AA'HH} = [B - F.tg\beta\ tg\varepsilon]F\ \ tg\beta \\ S_{glis} = F\left[\dfrac{1}{\cos\beta}(b - F\ tg\beta\ \ tg\varepsilon\,) + \dfrac{F\ tg\beta}{\cos\varepsilon}\right] \end{cases}$$

7 Calcul du Modèle théorique :

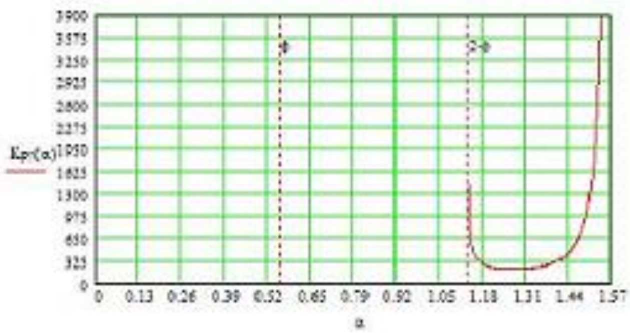
Le développement de notre modèle ayant été fait, il est important maintenant de pouvoir le calculer (en trouvant le minimum pour le coefficient de butée et le maximum pour le coefficient de poussée) et les comparer par la suite à des essais réels sur modèles réduit.

Il faut savoir que le logiciel Mathcad a été utilisé pour le calcul du modèle ainsi que la minimisation et la maximisation des coefficients de butée et de poussée respectifs.

- <u>Calcul du Coefficient de Butée Tridimensionnel:</u>

$$Kp_\gamma(\alpha) := \frac{2\cdot Vt(\alpha)}{F^2\cdot B\cdot(\cos(\delta)\cdot\tan(\alpha-\phi)-\sin(\delta))} + \frac{2\cdot q\cdot Ssup(\alpha)}{\rho\cdot F^2\cdot B\cdot(\cos(\delta)\cdot\tan(\alpha-\phi)-\sin(\delta))} + \frac{2\cdot C\cdot Sgliss(\alpha)\cdot\frac{\cos(\phi)}{\cos(\alpha-\phi)}}{\rho\cdot F^2\cdot B\cdot(\cos(\delta)\cdot\tan(\alpha-\phi)-\sin(\delta))}$$

- <u>Représentation graphique de la fonction Kpγ(α) en fonction des variations de α:</u>



$\alpha := 1.26$

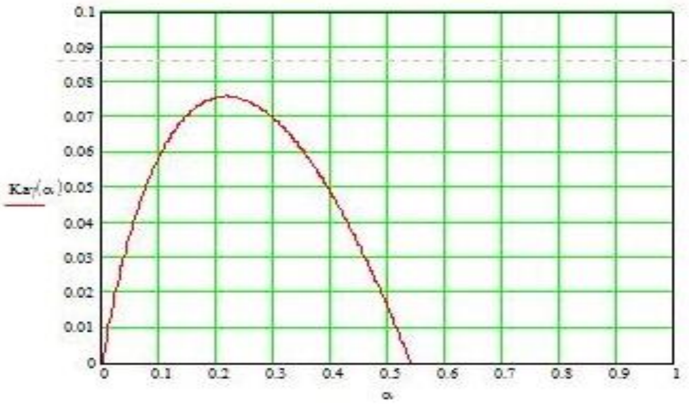
$\text{Minimize}(Kp\gamma, \alpha) = 72.698\ \text{deg}$

$Kp\gamma(\text{Minimize}(Kp\gamma, \alpha)) = 203.156$

- **Calcul du Coefficient de Poussée Active Tridimensionnel:**

$$Ka\gamma(\alpha) := \frac{2\cdot Vt(\alpha)\cdot\cos(\alpha+\phi)}{f^2\cdot b\cdot\sin(\alpha+\phi+\delta)} + \frac{2\cdot q\cdot Ssup(\alpha)\cdot\cos(\alpha+\phi)}{\rho\cdot f^2\cdot b\cdot\sin(\alpha+\phi+\delta)} - \frac{2\cdot C\cdot Sgliss(\alpha)\cdot\cos(\phi)}{\rho\cdot f^2\cdot b\cdot\sin(\alpha+\phi+\delta)}$$

- **Représentation graphique de la fonction Kaγ(α) en fonction des variations de α:**



$\alpha := 0.026$

$Maximize(Ka\gamma, \alpha) = 12.415\,deg$

$Ka\gamma(Maximize(Ka\gamma, \alpha)) = 0.0757$

Fig.8 : Représentation graphique de la fonction théorique Kaγ (α)

Comme on peut le constater, les courbes ont respectivement une forme parabolique caractérisant la butée, et une forme hyperbolique caractérisant belle est bien la poussée. Où, le maximum et le minimum sont facilement déterminables pour l'un comme pour l'autre.

8 Comparaison avec les résultats expérimentaux

a (m)	B (m)	F (m)	B/F	φ (degré)	δ (degré)	Butée		Poussée		Poussée des terres		$K_{thé}$ / K_{exp}
						α (degré)	K_p théo minimisé	α (degré)	K_a théo maximisé	K thé ($K_{pthé}$- $K_{a\,thé}$)	K exp	
0,03	0,03	0,195	0.15	34,13	10,70	50,782	391,445	7,046	7,121	384,324	36,37	10,567
0,03	0,03	0,195	0.15	32,68	9,93	50,992	398,671	7,567	7,562	391,109	36,37	10,754
0,03	0,05	0,295	0.16	32,40	10,80	49,118	215,097	9,278	5,825	209,272	34,87	6,001
0,03	0,05	0,295	0.16	32,40	12,13	49,416	215,149	9,356	5,936	209,213	32,98	6,344
0,03	0,05	0,295	0.16	32,40	11,12	49,445	215,108	9,387	5,945	209,163	34,18	6,119
0,03	0,05	0,200	0.25	33,10	13,26	51,596	247,044	17,054	13,862	233,182	27,87	8,366
0,03	0,06	0,200	0.30	33,93	17,82	52,857	255,320	20,890	15,605	239,715	36,37	6,591
0,03	0,05	0,345	0.34	32,83	15,67	53,224	278,963	23,654	30,567	248,396	28,44	8,734
0,03	0,05	0,125	0.40	33,10	15,32	54,742	358,656	25,815	32,362	326,294	21,37	15,268
0,03	0,05	0,125	0.40	32,83	17,00	54,329	357,112	26,145	32,873	324,239	25,64	12,645
0,03	0,05	0,125	0.40	32,47	15,20	53,234	358,583	25,738	32,115	326,468	22,17	14,725
0,03	0,09	0,200	0.45	34,85	18,27	52,868	211,470	27,403	20,576	190,894	27,65	6,903
0,03	0,09	0,200	0.45	33,10	17,08	52,654	211,251	27,842	20,832	190,419	24,79	7,681
0,03	0,10	0,200	0.50	34,33	20,13	54,389	200,173	29,379	21,884	178,289	21,16	8,425
0,03	0,10	0,200	0.50	34,33	15,96	53,988	204,154	29,105	21,543	182,611	21,34	8,557
0,03	0,10	0,200	0.50	34,33	18,07	54,123	202,235	29,236	21,625	180,610	19,4	9,309

Tableau.1: Tableau Comparatif

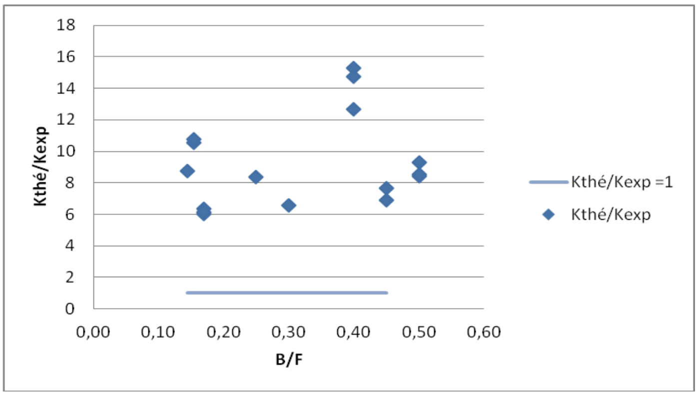


Fig.9 : Représentation graphique ($K_{thé}$ / K_{exp})f (B/F)

La comparaison des résultats théoriques avec ceux expérimentaux [9] selon le Tableau.1 et la Fig.9 montre que notre modèle théorique donne bien des bornes supérieures ($K_{théo}$ / K_{exp} > 1).

9. Conclusion :

En appliquant le théorème cinématique de la théorie de l'analyse limite, nous avons élaborés un modèle de Coulomb, plus rapproche de la réalité, pour une poussée tridimensionnelle des terres mobilisée derrière un pieu rigide de largeur limité et délimitée par une surface libre horizontale surchargée.

Après traitement de ce modèle sous Mathcad, nous remarquons que les valeurs du coefficient de poussée des terres coefficients théoriques $K_{thé}$ données par ce modèle comparées aux coefficients expérimentaux K_{exp}, ont donnés un rapport ($K_{thé}$ / K_{exp} >1) impliquant ainsi le fait qu'ils soient tous des bornes supérieures.

Bibliographie :

[1]. SOUBRA A.H., REGENASS P.
Tree-Dimensional Passive earth Pressures by Kinematical Approach, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. ASCE 2000.

[2]. ARMANDO N. A, TERESA G. S., MARIO V., NUNO M.
Passive earth-Pressure coefficients by upper bound numerical limit analysis, nrcre search press, 2011

[3]. ARIBI S.
Etude théorique de la poussée tridimensionnelle, Thèse de magister, Université Mentouri Constantine, 2002.

[4]. CHEN W.F.
Limit analysis and Soil plasticity, Amsterdam: Elsevier, 1975, 637pp

[5]. DRUKER D.C., GREENBERGG H.J. and PRAGER W.
Extended limit design theorems for continues media, Q. Appl. MATH., 1952. Vol.9, pp.381-389

[6]. DUNCAN J.M., MOKWA L.M.
Passive earth pressures: théories and tests, Journal of Geotechnical and Geoenvironemental Engineering. ASCE 2001

[7]. MACIEJEWSKI J., Jarzebowski A.
Application of Kinematucally Admissible Solutions to Passive Earth Pressure Problems, International Journal Of Géomechanics, ASCE, Juin 2004 / 127

[8]. KHALDI N.
Etude théorique de la butée tridimensionnelle, Thèse de magister, Université Mentouri Constantine, Février 2001

[9]. MEKSAOUINE M.
Etude Expérimentale et théorique de la butée tridimensionnelle, Thèse de Doctorat d'état, INSA LYON 1993

[10]. ŠKRABL S., MACUH B.
Upper-bound solutions of three-dimensional passive earth pressures, Canadian geotechnical Journal, July 2005.