

Analyse de la stabilité des murs de soutènement ancrés

Belabed Lazhar¹, Benyaghla Hacene²

¹ département de génie civil et d'hydraulique, Université de Guelma, B.P.401 Guelma, Algérie, e-mail :belabed66@yahoo.fr

² département de génie civil et d'hydraulique, Université de Guelma, B.P.401 Guelma, Algérie, e-mail :hbenyaghla@yahoo.fr

RÉSUMÉ. Pour la détermination des longueurs d'ancrages précontraints nécessaires pour les écrans de soutènement ancrés, on fait souvent la vérification de la stabilité d'ensemble mur-sol-ancrage le long de la surface de glissement profonde d'après Kranz. Dans cet article, on propose une nouvelle méthode de calcul des longueurs d'ancrages pour les murs de soutènement à deux nappes d'ancrages qui tient en compte la force d'ancrage restante derrière la surface de rupture en utilisant la méthode cinématique des solides de rupture rigides. Les études paramétriques se font selon l'approche semi-probabiliste. Cette méthode donne clairement des longueurs d'ancrages plus courtes que la méthode conventionnelle alors que la sécurité est la même dans les deux méthodes.

ABSTRACT. For the determination of the necessary anchor lengths for anchored retaining walls, the failure along the deep slip surface after Kranz is usually investigated. In this paper, a new method for the design of anchor lengths by double-propped retaining walls with consideration of the remainder anchor force behind the slipping failure body is suggested which is based on the kinematic method of rigid failure bodies. The investigations are carried out according to the semi-probabilistic safety approach. This method gives clearly shorter anchor lengths than the conventional method. The Security obtained thereby is in the same order by the two methods.

MOTS-CLÉS : écrans de soutènement ancrés, ancres précontraints, longueurs d'ancrages, méthode cinématique, approche semi-probabiliste.

KEY WORDS: anchored retaining walls, prestressed anchors, anchor lengths, kinematik method, semi-probabilistic approach.

1. Introduction

La détermination des longueurs d'ancrages suffisantes constitue une tâche prépondérante dans l'étude de la stabilité des écrans plans de soutènement ancrés. Dans ce contexte, on fait appel souvent à la rupture le long de la surface de glissement profonde. [KRA 53] a développé pour la première fois une méthode pour les murs de soutènement avec une seule nappe d'ancrages passifs. Plus tard, cette méthode a été également reprise pour les ancres précontraints actifs. Les travaux publiés après le travail de Kranz sont basés sur ces considérations. D'autres modèles de calcul ont été proposés par Schultz [BEL 07] ou ont leur base dans les modèles cinématiques des solides rigides [GOL 80]. Heibaum [HEI 87] conserve la définition de sécurité de Kranz, mais suggère d'ajouter à la force d'ancrage disponible une force d'ancrage mobilisée dans le sol immobile derrière la masse glissante. Dans tous les modèles, on suppose un état de contraintes plan. L'objectif de ce travail est de développer un nouveau modèle de calcul des longueurs d'ancrage pour les murs de soutènement doublement ancrés basé sur la méthode cinématique et les considérations de Kranz et Heibaum.

1.1. Procédé de Kranz

Ce procédé a été présenté pour la première fois par Kranz [KRA 53]. Kranz suppose, que par la suite de courtes longueurs d'ancrages dans les murs de soutènement simplement ancrés, le sol glisse vers la direction du mur sur une surface de glissement profonde qui s'étend du pied du mur (mur simplement buté en pied) jusqu'au pied de la plaque d'ancrage, le mur pivote autour de son pied, ce qui peut conduire au renversement du mur de soutènement (Figure 1). Pour les murs encastrés en pied, on suppose que la surface de glissement profonde coupe le mur au point d'effort tranchant nul. Kranz a déjà indiqué, que la surface de glissement profonde est en réalité courbée vers le haut, mais il pouvait constater à travers des calculs comparatifs que la surface de glissement profonde rectiligne est la plus défavorable. De plus, la vérification de stabilité devient ainsi plus simple. La surface de glissement courbée a été également observée et confirmée à travers des essais. Elle était ensuite prise en compte en particulier par Jelinek/Ostermayer et rapprochée analytiquement à une spirale logarithmique. Les recommandations Françaises se basent sur cette idée [HAB 89]. A l'opposé de la surface de glissement rectiligne, le calcul dans ce cas est plus pénible surtout en présence de sols stratifiés.

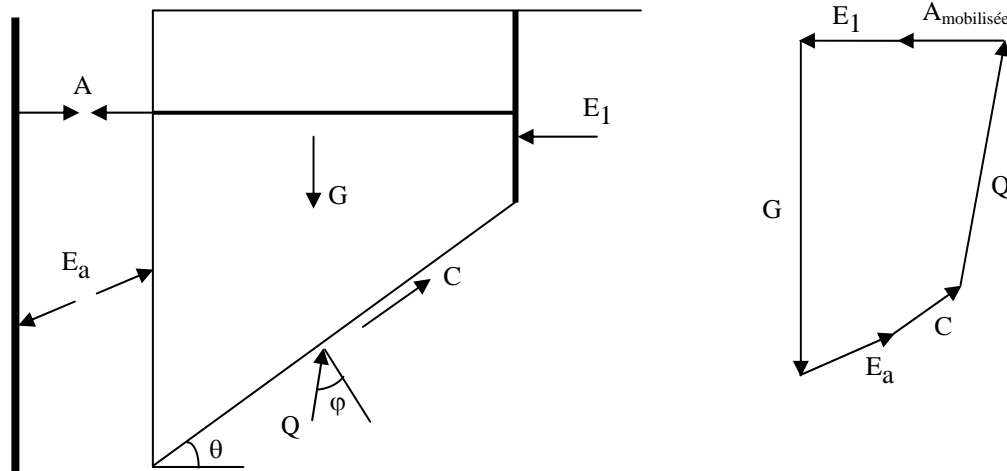


Figure 1. Modèle de calcul d'après Kranz.

Le modèle de Kranz (Fig. 1) est caractérisé par une coupe intérieure derrière le mur. La force de poussée E_a agit dans ce cas contre le glissement du sol et détermine ainsi directement la sécurité du système. Sur le mur d'ancrage agit la pression des terres active E_1 d'après Rankine ($\delta=0$).

La définition de sécurité s'écrit:

$$F_S = \frac{A_{\text{mobilisée}}}{A_{\text{disponible}}} \geq 1.5 \quad [1]$$

Avec

$A_{\text{disponible}}$: force d'ancrage nécessaire disponible calculée statiquement,

$A_{\text{mobilisée}}$: force d'ancrage maximale mobilisée.

L'introduction de la force d'ancrage disponible $A_{\text{disponible}}$ dans la définition de la sécurité (Eq. 1) est sujette à controverse, car cette force est en réalité une force intérieure et pour cette raison ne pourrait pas être comparée avec une force extérieure. Si la coupe ne se fait pas derrière le mur de soutènement comme montré sur la Figure 1, mais devant le mur, la force d'ancrage se supprime.

L'application de ce procédé pour le calcul de la stabilité le long de la surface de glissement profonde impose que sur le mur de soutènement agit la poussée des terres classique en grandeur et distribution ainsi que les ancrages sont passifs. Cette condition n'est plus respectée lorsqu'on utilise les tirants d'ancrages précontraints à travers le changement des pressions des terres derrière le mur et la précontrainte des tirants. Les contestations contre ce procédé se résument dans les points suivants:

- La grandeur et la répartition des pressions des terres sur le mur sont mal estimées,
- À travers cette définition de la sécurité on compare une force extérieure et une force intérieure,
- Cette définition de la sécurité ne peut pas être généralisée pour d'autres mécanismes de rupture.

La vérification de sécurité d'après Kranz a été élargie par Ranke/Ostermayer [RAN 68] aux murs de soutènement à ancrages multiples.

1.2. Procédé Heibaum

Ce procédé est une extension du procédé de Kranz (Figure 2) en prenant en considération la force de portance de la longueur de scellement restante derrière la masse glissante. Le procédé de Kranz a été repris entièrement pour les tirants d'ancrage précontraints en supposant un mur d'ancrage vertical fictif au milieu de la longueur de scellement sans considération que la transmission de la force dans le sol à travers les tirants et les murs d'ancrage est différente. Par conséquent, la demi-moitié de la longueur de scellement au delà du solide de rupture n'est pas prise en considération et le tirant est simulé comme un mur d'ancrage. Donc, on dimensionne plus sûr mais pas économique. Pour cette raison, Heibaum [HEI 87] a tenté de déterminer la position exacte du mur d'ancrage vertical fictif en maintenant la définition de sécurité de Kranz et en étendant la force d'ancrage possible par la prise en considération de la force de traction R_T transmise vers le sol à travers la longueur d'ancrage restante L_v dans le sol intact (Figure 2).

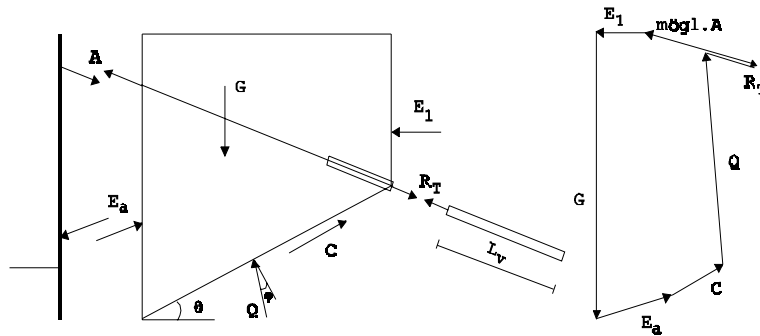


Figure 2. Modèle modifié de Heibaum.

Il a pu constater, que la surface de glissement profonde ne passe pas par le milieu de la longueur de scellement L_0 . La résistance d'arrachement des tirants doit être déterminée par des essais de traction. Par manque d'essais, Heibaum propose la méthode analytique ci-après pour déterminer cette résistance.

Le frottement limite par mètre de longueur d'ancrage W vaut:

$$W = \frac{A_r}{L_0} \quad [2]$$

Le coefficient de transmission de la force par mètre linéaire du mur de soutènement (K) est:

$$K = \frac{W}{a} \quad \text{avec} \quad a = \frac{A_s}{A_{\text{disp}}} \quad [3]$$

La sécurité vis-à-vis de l'arrachement du tirant d'après DIN 4125 est:

$$F_s = \frac{A_r}{A_{\text{adm}}} \geq 1.5 \quad [4]$$

D'après DIN 4125 on prend pour les tirants précontraints $F_s = 1,5$. En règle générale, $A_{\text{adm}} = A_r$.

A_r : charge de rupture du tirant,

L_0 : longueur de scellement du tirant,

a : distance horizontale des tirants,

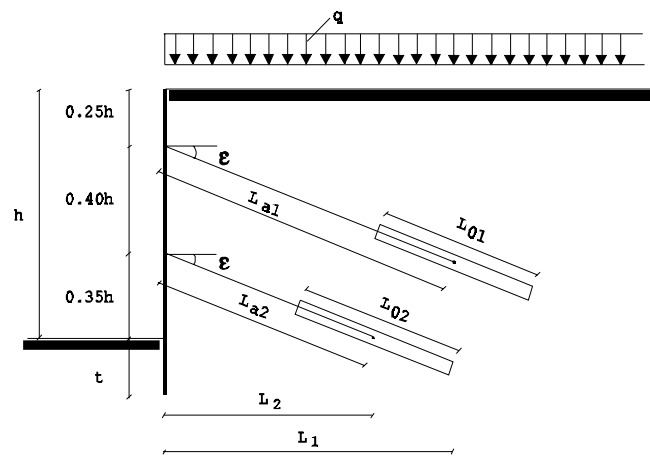


Figure 4. Géométrie du mur de soutènement doublement ancré.

Les valeurs de calcul des paramètres de cisaillement se calculent d'après Eurocode 7 comme suit :

$\tan\varphi_d = \frac{\tan\varphi_k}{\gamma_\varphi}$; $c_d = \frac{c_k}{\gamma_c}$ où les indices "k" signifient les valeurs caractéristiques et "d" les valeurs de calcul (design). Le Tableau 1 regroupe les données statistiques des variables aléatoires. On considère deux cas d'études: modèle conventionnel appelé Modèle C et modèle modifié appelé Modèle I

Tableau 1. Paramètres statistiques des variables aléatoires.

Variable aléatoire	Coefficient de Variation	Type de distribution	Valeur tronquée	Facteurs partiels de sécurité
Angle de frottement interne	7.5 % 10 %	Log-Normale	0.5	1.2
Cohésion	25 %	Log-Normale	0	1.6
Surcharge	40 %	Extrême-I	0	1.3
Poids volumique	5 %	Normale	0	1.0

2.1. Modèle C

Dans ce modèle, On suppose que la surface de glissement profonde coupe l'ancrage au milieu de la longueur de scellement et on ne prend pas en considération la force d'ancrage sur la longueur de scellement coupée au delà du solide de rupture.

Rupture de l'ancrage supérieur

L'équation d'état limite finale correspondante à ce cas présenté sur la figure 5 est :

$$E_p \cos(\delta_p - \vartheta_1 + \varphi) + C_1 \cos\varphi + C_{12} \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2} + \vartheta_1\right) + A_2 \cos(\vartheta_1 - \varphi + \varepsilon) - \left\{ (G_1 + P_1) \sin(\vartheta_1 - \varphi) + E_a \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{3\varphi}{2} - \vartheta_1\right) \right\} = 0 \quad [7]$$

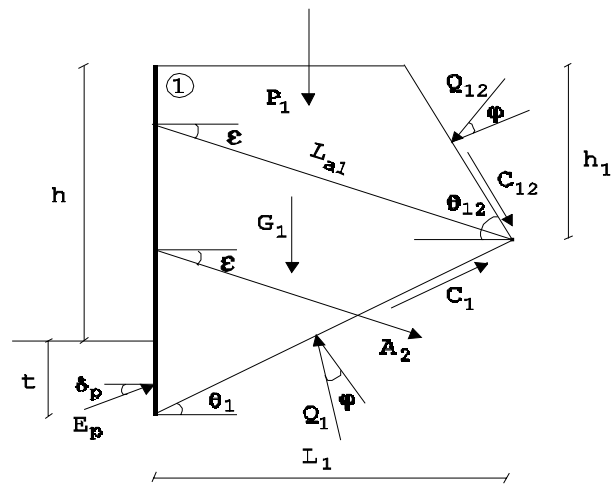


Figure 5. Rupture de l'ancrage supérieur.

Rupture de l'ancrage inférieur

L'équation d'état limite finale correspondant à la figure 6 est :

$$E_p \cos(\delta_p - \vartheta_2 + \varphi) + C_1 \cos\varphi + C_{12} \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2} + \vartheta_2\right) + A_1 \cos(\vartheta_2 - \varphi + \varepsilon) - \left\{ (G_1 + P_1) \sin(\vartheta_2 - \varphi) + E_a \cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{3\varphi}{2} - \vartheta_2\right) \right\} = 0 \quad [8]$$

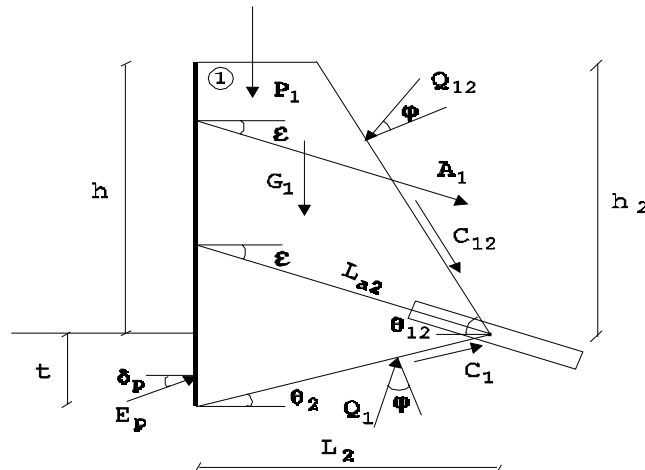


Figure 6. Rupture de l'ancrage inférieur.

Avec ces équations d'état limite on détermine les longueurs d'ancrages nécessaires et les indices de fiabilité correspondants. Les longueurs d'ancrages minimales, déterminées itérativement, correspondent à l'inclinaison défavorable de la surface de glissement profonde et l'équilibre limite du système $Z = R - S = 0$. Le calcul des indices de fiabilité se fait par la méthode de fiabilité de premier ordre (FORM).

2.2. Modèle I

C'est un modèle modifié du modèle C en prenant en considération la force d'ancrage R_T sur la longueur de scellement coupée L_V au delà du solide de rupture (Eq. 6) d'après le procédé de Heibaum. On reprend les mêmes longueurs d'ancrages trouvées par le modèle C. Pour ces longueurs d'ancrages on varie l'inclinaison de la surface de glissement profonde (ϑ_1 ou ϑ_2) jusqu'à l'obtention de la longueur d'ancrage la plus petite (inclinaison critique de la surface de glissement profonde) qui assure juste l'équilibre du système.

Les résultats (longueurs d'ancrages et indices de fiabilité) d'après Modèle C et Modèle I sont illustrés dans les Tableaux 3 et 4 et la figure 7.

Les résultats d'après **Modèle I** montrent, que la surface de glissement profonde la plus critique ne coupe pas l'ancrage dans sa longueur de scellement mais dans sa longueur libre (Tableaux 2 et 3). Ceci est dû aux raisons suivantes:

1- les longueurs d'ancrages déterminés avec le modèle conventionnel (Modèle C) sont très longues. Le modèle modifié „Modèle I“ donne alors des longueurs d'ancrages plus courtes (Fig. 7),

2- les forces d'ancrages ne sont pas décisives.

Les deux modèles montrent les mêmes valeurs des indices de fiabilité β (Tableaux 2 et 3).

Tableau 2. Comparaison du Modèle C avec le Modèle I pour la même longueur d'ancrage totale (nappe d'ancrage supérieure).

h=12m	Longueur d'ancrages L_t L_a [m]		Indices de fiabilité β [-]			
			$V\varphi = 10 \%$		$V\varphi = 7.5 \%$	
φ [°]/c[kN/m ²]	Modèle C	Modèle I	Modèle C	Modèle I	Modèle C	Modèle I
40/0	12.42 9.42	12.42 5.89	1.959	2.064	2.645	2.709
35/5	13.52 10.52	13.52 6.70	2.416	2.502	3.156	3.152
30/10	14.81 11.81	14.81 7.62	2.698	2.730	3.363	3.289
25/20	15.76 12.76	15.76 8.39	2.799	2.775	3.254	3.146
20/35	16.14 13.14	16.14 8.74	2.633	2.579	2.860	2.762

Tableau 3. Comparaison du Modèle C avec le Modèle I pour la même longueur d'ancrage totale (nappe d'ancrage inférieure).

h=12m	Longueurs d'ancrages L_t L_a [m]		Indices de fiabilité β [-]			
			$V\varphi = 10 \%$		$V\varphi = 7.5 \%$	
φ [°]/c[kN/m ²]	Modèle C	Modèle I	Modèle C	Modèle I	Modèle C	Modèle I
40/0	7.53 5.53	7.53 3.22	2.021	2.079	2.718	2.723
35/5	8.38 6.38	8.38 3.78	2.485	2.526	3.226	3.172
30/10	9.47 7.47	9.47 4.45	2.737	2.743	3.393	3.293
25/20	10.28 8.28	10.28 5.00	2.819	2.772	3.265	3.135
20/35	10.52 8.52	10.52 5.21	2.638	2.575	2.859	2.752

Remarques:

L_t : longueur d'ancrage totale,

L_a :longueur d'ancrage nécessaire de la tête d'ancrage jusqu'au point où la surface de glissement profonde coupe l'ancrage.

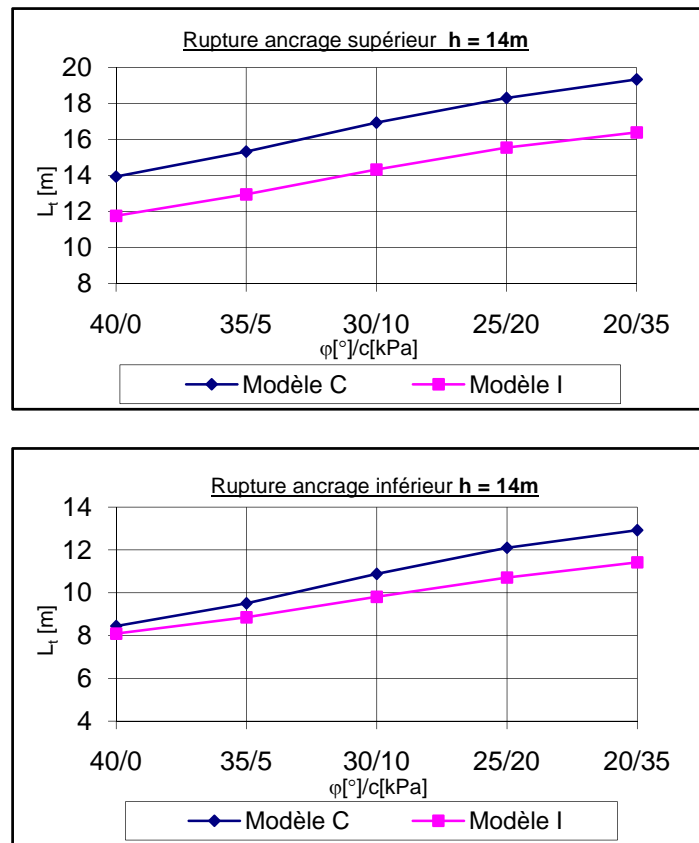


Figure 7. Comparaison des longueurs d'ancrages des modèles C et I.

3. Conclusions

La détermination des longueurs d'ancrages nécessaires dans les écrans de soutènement ancrés s'effectue souvent à travers la vérification de la stabilité le long de la surface de glissement profonde. Le procédé de Heibaum pour les murs de soutènement avec une seule nappe d'ancrages, tenant compte de la force d'ancrage restante derrière la masse glissante, a été repris dans ce travail pour les écrans de soutènement avec deux nappes d'ancrages. La modélisation mécanique a été effectuée par contre suivant la méthode cinématique des solides rigides et la sécurité a été évaluée d'après l'approche semi-probabiliste de l'Eurocode 7. Une comparaison du modèle proposé avec le modèle conventionnel a montré que le modèle ainsi proposé donne des longueurs d'ancrages plus courtes par rapport au procédé conventionnel. La sécurité correspondante étant dans le même ordre dans les deux modèles.

4. Bibliographie

- [BEL 07] BELABED L., « A new method for the determination of anchor lengths for double-propped retaining walls », *Bautechnik*, 84 (2007), p. 803-815, Wiley Inter Science.
- [GOL 80] GOLDSCHIEDER M., KOLYMBAS D., «Berechnung der Standsicherheit verankerter Stützwände», *Geotechnik*, 3(1980)3, p.93-105.
- [HAB 89] HABIB P., *Recommendations for the design, calculation, construction and monitoring of ground anchorages*, transl. from the French, A.A:Balkema/Rotterdam/Brookfield, 1989.
- [HEI 87] HEIBAUM H., Zur Frage der Standsicherheit verankerter Stützwände auf der tiefen Gleitfluge, Mitteilungen des Instituts für Grundbau, Boden- und Felsmechanik, TH Darmstadt, 1987, Heft 27.
- [KRA 53] KRANZ E., *Über die Verankerung von Spundwänden*, Mitteilungen Wasserbau und Baugrundforschung, Heft 11, 2.Auflage, Berlin, 1953, Verlag Ernst & Sohn.
- [RAN 68] RANKE A., OSTERMAYER H., «Beitrag zur Stabilitätsuntersuchung mehrfach verankerter Baugruben umschließungen», *Bautechnik* 10(1968), p.341-350.