

INTERNATIONAL SOCIETY FOR SOIL MECHANICS AND GEOTECHNICAL ENGINEERING



This paper was downloaded from the Online Library of the International Society for Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (ISSMGE). The library is available here:

<https://www.issmge.org/publications/online-library>

This is an open-access database that archives thousands of papers published under the Auspices of the ISSMGE and maintained by the Innovation and Development Committee of ISSMGE.

VISCOPLASTICITE DE L'ARGILE IN-SITU ET EN LABORATOIRE

VISCOPLASTICITY OF CLAY IN SITU AND IN LABORATORY

ИССЛЕДОВАНИЯ ВЯЗКОПЛАСТИЧНОСТИ ГЛИНЫ В ПОЛЕВЫХ И ЛАБОРАТОРНЫХ УСЛОВИЯХ

J. BIAREZ, Professeur, et B. BOUCEK, Docteur-ès-Sciences, Ecole Centrale des Arts et Manufactures de Paris, France

RESUME. Les vitesses de fluage d'un terrain argileux instable, en bordure de la retenue d'un barrage, ont été observées depuis 1964. L'arrêt total du fluage s'est produit dans une période de très faible pluviométrie et après une intervention dans l'hydrologie du massif glissant. On a déterminé la contrainte effective à la limite entre les comportements solide et viscoplastique. Les observations in situ sont comparées avec des essais de fluage en laboratoire déjà publiés.

INTRODUCTION

Les forces de gravité sont d'habitude la cause principale du fluage des sols dans la nature. Si ces forces ne varient pas en fonction du temps, elles provoquent, dans un certain point d'une masse de sol, souvent une contrainte totale approximativement constante. Si de plus la pression interstitielle ne change pas sensiblement, la contrainte effective reste pendant le processus de fluage également approximativement constante.

Un solide étant soumis à une contrainte constante, sa déformation tend, en fonction du temps, vers une valeur finie. Par contre, si la déformation ne tend pas, pour les sollicitations données, vers une valeur finie, le comportement du matériau est considéré comme liquide. La limite entre les comportements solide et liquide, exprimée en contrainte, est appelée limite de fluage.

FLUAGE EN LABORATOIRE

L'évolution de la déformation déviatoire des argiles remaniée aussi bien que non remaniée est approximativement linéaire en fonction du logarithme de temps, si la contrainte demeure constante et inférieure à la limite de fluage (TAN 1954, VIALOV et SKIBITSKII 1957,

MURAYAMA et SHIBATA 1958 et 1961, BISHOP et LOVENSBU-ry 1969).

Au-dessus de la limite de fluage, on n'a pas constaté l'existence du fluage secondaire, approximativement stationnaire, sur les argiles non remaniées, ni dans les conditions non drainées (MURAYAMA et SHIBATA 1958) ni dans les conditions drainées (VIALOV et SKIBITSKII 1957, BISHOP et LOVENSBU-ry 1969) : le dépassement de la limite de fluage a pour conséquence le fluage tertiaire, accéléré, qui se termine par la rupture.

Le fluage secondaire, approximativement stationnaire pendant une période assez longue, semble être possible pour les argiles remaniées, aussi bien dans les conditions non drainées (HAEFELI 1953, TAN 1954 et 1961) que dans les conditions drainées (HVORSLEV 1937, BOUCEK 1964 et 1969).

La Fig. 1 résume les résultats des essais drainés dans lesquels on a constaté soit la stabilisation de la déformation, soit le fluage secondaire pour chaque pañier de contrainte maintenu pendant une période de près d'un mois. Ces essais ont été effectués dans l'appareil triaxial à torsion sur des échantillons cylindriques creux d'argile de Cerny Vul, remaniée et complètement saturée (BOUCEK 1969). La précision d'observation de la déformation déviatoire était de 6.10^5 rd.

La limite de fluage f et la résistance s sont traduites dans la Fig. 1 en contrainte de cisaillement octaédrique τ_o , correspondant au coefficient angulaire de la torsion triaxiale et données en fonction de la contrainte effective moyenne $\sigma'_m = (\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3)$. La résistance s est calculée à partir

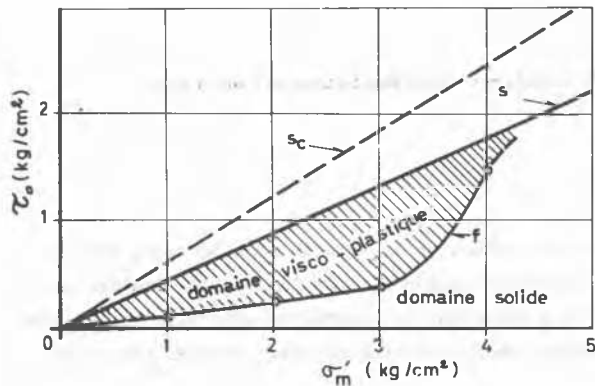


FIG. 1. LIMITE DE FLUAGE f ET RESISTANCE s

de la résistance s_c , déterminée sur des compressions triaxiales consolidées non drainées, avec mesure de la pression interstitielle : on suppose que la surface de résistance a la forme de la pyramide hexagonale de MOHR-COULOMB. Les valeurs numériques de f , f/s , de la contrainte de consolidation σ_c et des caractéristiques physiques (limite de liquidité w_L , indice de plasticité I_p , indice de l'activité colloïdale I_A , indice de liquidité I_L) sont données dans le Tableau I, avec les résultats des essais des auteurs cités ci-dessus. Le type d'essai est indiqué dans la deuxième colonne (CD - essai drainé, CU - essai consolidé non drainé, UU - essai non consolidé non drainé) et la description de l'argile dans la troisième colonne (R - remaniée, U - non remaniée, N - consolidée normalement, O - surconsolidés).

On peut constater à partir des essais drainés l'existence d'une zone viscoplastique relativement étroite pour les argiles non remaniées (VIALOV et SKIBITSKII : $f/s = 0,7$ à $0,9$, BISHOP et LOVENSURRY : $f/s > 0,80$ à $0,85$). Par contre, cette zone est assez importante pour les argiles remaniées (HVORSLEV : $f/s = 0,33$,

Tableau I - Limite de Fluage

Auteur	Essai	Sol	w_L (%)	I_p (%)	I_A	I_L	σ_c (kg/cm ²)	f (kg/cm ²)	f/s
HVORSLEV 1937	CD, appareil de torsion	RO, ($OCH = 5,0/1,0$), argile de Klein Belt	127	91	1,2	-	1,0	0,15	0,33
HAEFELI 1953	CU, compression triaxiale	RN, argile d'Uetliberg	41	24	-	0,33	2,0	0,05	-
VIALOV et SKIBITSKII 1957	CD, boîte de cisaillement	UO, argile tertiaire montmorillonitique	73,5	39,0	-	$\sim 0,0$	7,0	-	0,7 à 0,9
TAN 1954	UU, plastomètre à torsion	R-, argile à poteries	-	-	-	$w=48\%$ $w=45\%$ $w=41\%$	0,0	0,10 0,06 0,02	0,20 0,13 0,04
TAN 1961	compression simple	—, loess de Lanchow	-	-	-	-	0,0	0,05 à 0,10	-
MURAYAMA et SHIBATA 1958	compression simple	UN, argile d'Osaka	63 à 83	38 à 47	-	$w=65$ $w=75$ $w=92$	0,0	0,23 0,17 0,10	0,71
MURAYAMA et SHIBATA 1961	CD, compression triaxiale		$\sim 1,0$	0,5	0,35	-			
BISHOP et LOVENSURRY 1969	CD, compression triaxiale	UO, argile de Londres	76	47	0,81	0,0	1,41	-	$> 0,80$
		UN, argile de Pancone	76	47	0,78	0,44	1,55	-	$> 0,8$
BOUCEK 1964	CD, torsion triaxiale	RN, argile de Cerny Vul	33,2	12,5	1,04	+0,11 -0,03 -0,12	1,0 2,0 3,0	0,10 0,18 0,26	0,23 0,20 0,20
BOUCEK 1969	CD, torsion triaxiale					+0,11 -0,03 -0,12 -0,18	1,0 2,0 3,0 4,0	0,09 0,23 0,37 1,49	0,20 0,26 0,29 0,84

BOUCEK : $f/s = 0,20$ à $0,28$ pour $I_L \geq -0,12$). Il semble que au-dessous de la limite de retrait le fait que les particules d'argile viennent en contact direct, réduit d'une manière importante la zone viscoplastique déviatoire de l'argile remaniée : l'indice de liquidité à la limite de retrait de l'argile de Cerny Vul est $I_L = -0,14$. On a mesuré pour $I_L = -0,18$ le rapport $f/s = 0,84$.

FLUJAGE IN SITU

On suit, depuis 1964, le fluage d'un terrain argileux instable, en bordure de la retenue d'un barrage dans les Alpes Françaises. Le profil géologique et le plan du terrain instable sont indiqués dans les Fig. 2 et 3. La géologie détaillée, la technologie d'observation et l'analyse dynamique d'un glissement rapide dans la retenue sont données ailleurs (DESVARREUX 1970, BIAREZ, BOUCEK et DESVARREUX 1971, BIAREZ, BOUCEK et FLAVIGNY 1971).

La zone de fluage est concentrée autour d'une surface de glissement bien définie (Fig. 2) située dans une couche d'argile grise varvée d'origine fluvio-glaciaire. Cette zone a été repérée d'une part à l'aide de tubes plastiques placés dans les sondages, d'autre part par la méthode sismique (BIAREZ, AZIMI et DESVARREUX 1972).

On a repéré deux nappes aquifères (Fig. 2), à partir de mesures piézométriques et de pression interstitiel-

le. La nappe inférieure est située sous un toit d'argile grise relativement imperméable, dans des couches d'argile sableuse à galets et blocs et d'alluvions de gravier. Etant très peu variable et éloignée du toit imperméable, elle n'influence pas la stabilité du massif glissant. La nappe supérieure est localisée dans une couche assez perméable d'argile sableuse à galets et blocs. Son mouvement prédétermine la vitesse de fluage et la stabilité du massif glissant.

On donne dans la Fig. 4 les profils des vitesses moyennes de fluage, relatives à quatre périodes situées entre Décembre 1964 et Juin 1970. Dans la Fig. 3 sont délimitées, à partir de ces profils, cinq zones de vitesses de fluage différentes.

On n'a mesuré les variations de la nappe supérieure qu'à partir de la fin de 1969. C'est pourquoi on ne peut pas, actuellement, lier l'évolution du fluage aux contraintes effectives, mais seulement à la pluviométrie (Fig. 5) qui est néanmoins en relation avec ces dernières.

La vitesse de fluage, très élevée durant la période de Décembre 1964 à Avril 1966, surtout dans les profils E-E', F-F', est liée à la pluviométrie très élevée de cette période (la courbe en pointillé dans la Fig. 5 représente les moyennes mobiles de 5 mois, la ligne continue horizontale correspond à la pluviométrie moyenne). Les variations pluviométriques sont moins importantes et relativement uniformes pour les trois pé-

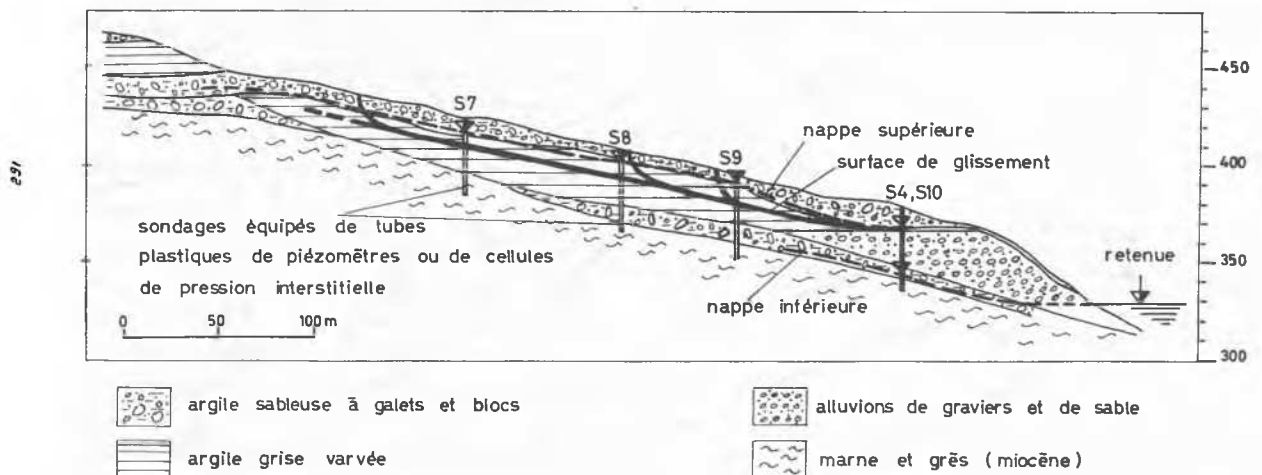


FIG. 2. PROFIL GÉOLOGIQUE

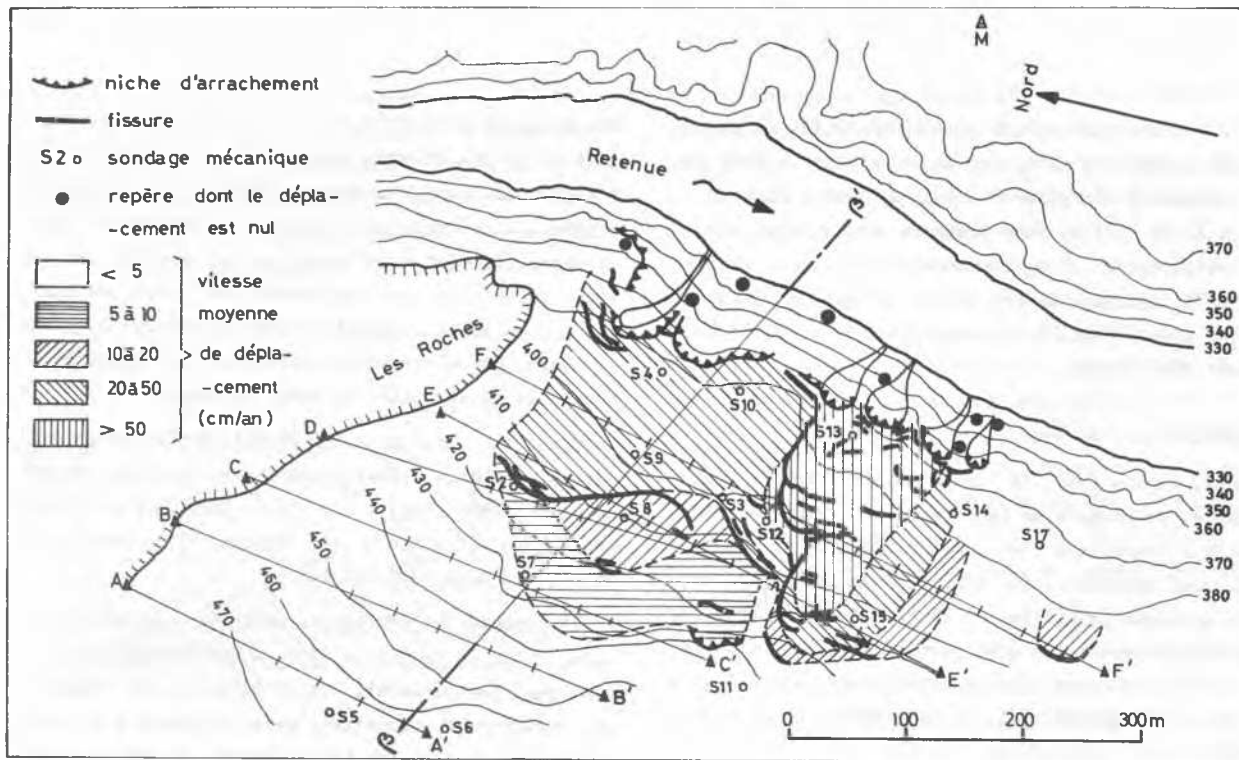


FIG. 3. PLAN DU TERRAIN INSTABLE

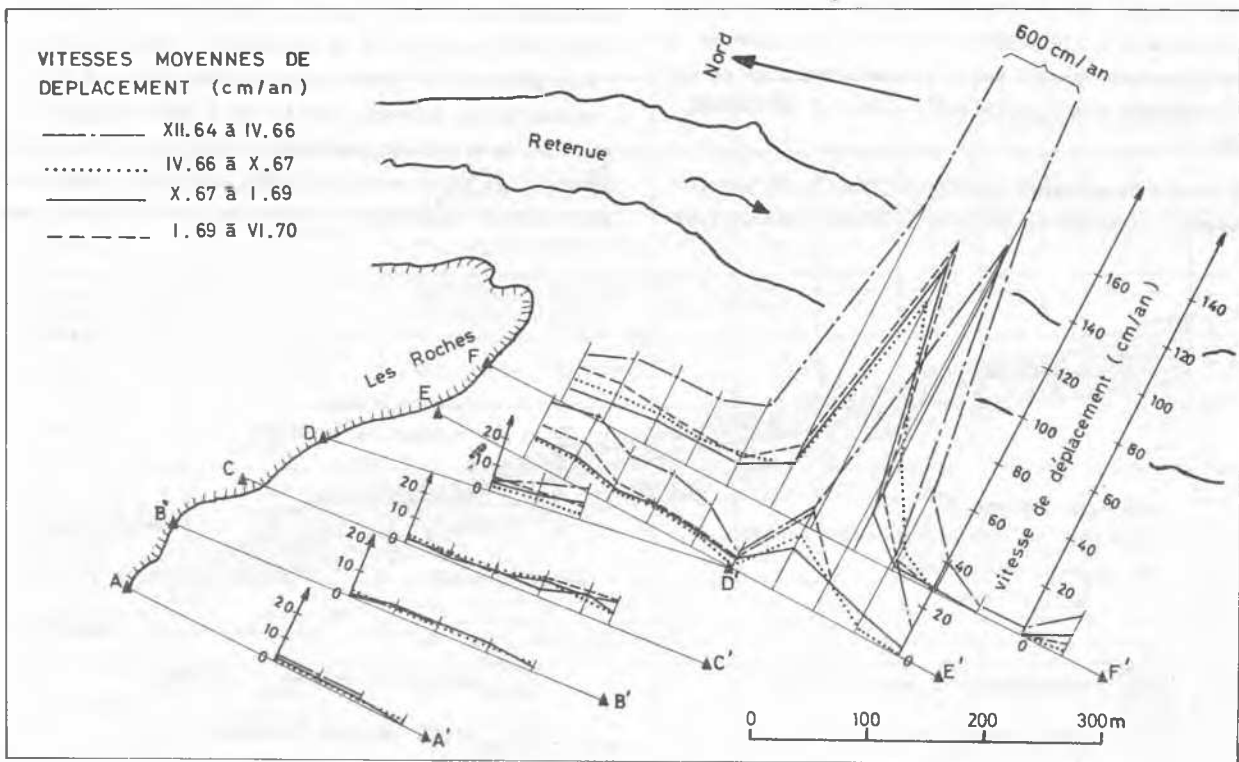


FIG. 4. PROFILS DES VITESSES DE FLUAGE

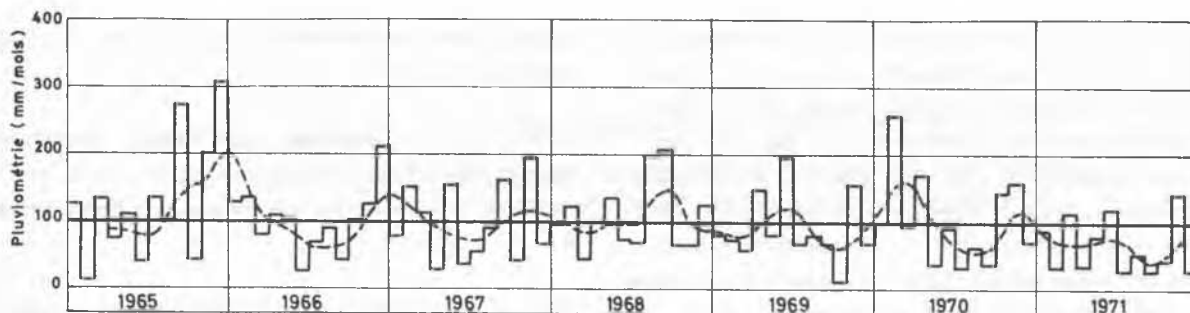


FIG. 5. PLUVIOMETRIE

riodes suivantes et situées entre Avril 1966 et Juin 1970. L'influence des grandes pluies au printemps 1970 sur la nappe supérieure a été réduite par un système de captage des sources et de drainage superficiel installé sur le terrain instable, en Septembre 1969. Pour les raisons exposées ci-dessus, les vitesses moyennes de fluage des trois périodes en question sont très peu différentes. On note, également pendant les trois périodes entre Avril 1966 et Juin 1970, que les vitesses de fluage de la partie inférieure du massif glissant sont nettement plus grandes que celles de la partie supérieure. Certes, cette distribution des vitesses a pour conséquence une décroissance de la contrainte de cisaillement dans la partie inférieure du massif et une croissance dans la partie supérieure. Néanmoins, il semble que l'on puisse conclure que les sollicitations de fluage des trois périodes situées entre Avril 1966 et Juin 1970 sont proches de celles du fluage secondaire.

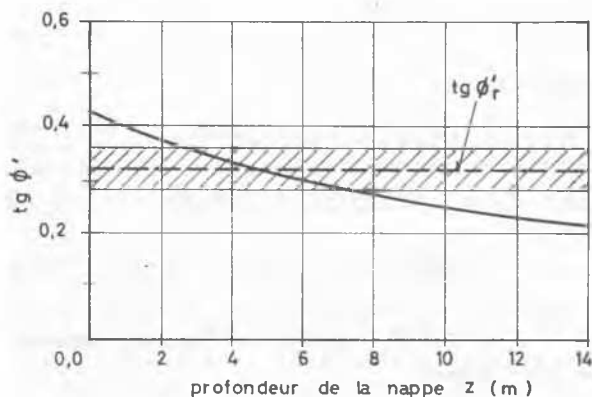
L'intervention dans l'hydrologie de la nappe supérieure par le drainage superficiel à partir de Septembre 1969 et une très faible pluviométrie à partir de Mai 1970 (Fig. 5) ont eu pour conséquence l'arrêt total du fluage dans l'ensemble du massif glissant à partir de Juin 1970 jusqu'à ce jour.

Dans la zone de fluage, l'argile grise a perdu, au cours du fluage à long terme, sa cohésion effective c' . L'angle de frottement effectif a décliné en même temps de sa valeur maximale ϕ' à sa valeur résiduelle ϕ'_r . On a déterminé dans la boîte de Casagrande, dans les conditions drainées (vitesses de cisaillement 1,4 mm/jour) $\text{tg } \phi'_r = 0,32 \pm 0,04$ ($c' = 0,1 \text{ kg/cm}^2$, $\text{tg } \phi' = 0,40$ ont été mesurés sur trois échantillons seulement). Une dispersion relativement importante de la valeur de $\text{tg } \phi'_r$ peut être expliquée par la grande hétérogénéité de l'argile grise, ayant des passages silteux et sableux

($w_L = 24$ à 50 , $I_p = 9$ à 28 , $I_A = 0,45$ à $0,60$, $I_L = 0,05$ à $0,54$).

Considérant que la nappe supérieure et la zone de fluage sont approximativement parallèles à la surface topographique et planes, la zone de fluage étant à la profondeur de 14 m en moyenne, on peut exprimer la condition de stabilité dans la forme indiquée dans la Fig. 6 : ϕ' est l'angle de frottement effectif correspondant à la limite de stabilité du massif, en fonction de la profondeur moyenne de la nappe z . Cette condition suppose la distribution uniforme de la vitesse de fluage sur la longueur illimitée de la pente.

Pendant la période de vitesse de fluage nulle, après Juin 1970, la profondeur moyenne z est environ de 10 m, ce qui correspond à la contrainte effective normale dans la zone de fluage $\sigma'_n = 2,2 \text{ kg/cm}^2$ à la contrainte de cisaillement $\tau = 0,56 \text{ kg/cm}^2$ et au coefficient de sécurité $F = 2,2 \cdot 0,32 / 0,56 = 1,25$ (Fig. 6). Donc, on a les rapports $f/s_r = f/\sigma'_n \cdot \text{tg } \phi'_r \geq 0,56 / 2,2 \cdot 0,32 = 0,80$ et $f/s = f/(c' + \sigma'_n \cdot \text{tg } \phi') \geq 0,56 / (0,1 + 2,2 \cdot 0,40) = 0,57$.

FIG. 6. $\text{tg } \phi'$ INDISPENSABLE A LA STABILITE

L'argile, dans la zone de fluage, a été remaniée au cours du fluage à long terme. Cependant, les irrégularités géométriques de cette zone peuvent avoir pour conséquence que le remaniement ne soit pas total sur toute sa longueur. De plus, les processus d'écrouissage thixotropique et de consolidation secondaire sont, dans la zone de fluage in situ, pratiquement achevés vu que les contraintes à long terme sont plus ou moins stabilisées. Par contre, ces processus sont encore en pleine évolution pendant la période relativement longue du fluage secondaire des échantillons d'argile remaniés, préparés en laboratoire. Les valeurs $f/s \cong 0,57$, $f/s_r \cong 0,80$, mesurées in situ sont plus élevées que celles mesurées sur les argiles remaniées en laboratoire ($f/s = 0,2$ à $0,3$, pour $I_L \cong -0,12$) probablement pour les raisons exposées ci-dessus.

CONCLUSIONS

1) L'observation des déplacements d'un terrain argileux instable a démontré que le fluage est approximativement stationnaire entre Avril 1966 et Juin 1970. Le fluage s'est arrêté après Juin 1970, dans une longue période de très faible pluviométrie et après une intervention dans l'hydrologie du terrain instable. On peut évaluer les rapports entre la limite de fluage f et les résistances maximale s et résiduelle s_r à $f/s \cong 0,57$ et $f/s_r \cong 0,80$.

2) Les essais drainés de laboratoire démontrent une zone viscoplastique déviatoire très importante pour l'argile remaniée ($f/s = 0,2$ à $0,3$, pour $I_L \cong -0,12$) et relativement étroite pour l'argile non remaniée ($f/s > 0,7$). Le rapport f/s mesuré in situ se trouve entre ceux mesurés en laboratoire sur les argiles non remaniée et remaniée.

REFERENCES

BIAREZ, J., BOUCEK, B. et DESVARREUX, P. (1971), "Etude et surveillance d'un glissement de terrain", Proc. 2nd Conf. on Soil Engineering, Bucarest, 2 : 543-552.

BIAREZ, J., BOUCEK, B. et FLAVIGNY, E. (1971), "Fluage et glissement d'un terrain", Proc. Int. Symp. on Engineering-Geological Properties of Clays and Processes in them, Moscow.

BIAREZ, J., AZIEMI, C. et DESVARREUX, P. (1972), "An application of seismic survey to landslide investiga-

tions", Proc. 3rd Southeast Asian Conf. on Soil Engineering, Hong-Kong.

BISHOP, A.W. et LOVENSURRY, H.T. (1969), "Creep characteristics of two undisturbed clays", Proc. 7th Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundations Engineering, Mexico, 1 : 29-36.

BOUCEK, B. (1964), "Effect of the hydrostatic stress on the rheological properties of soils", Proc. Int. Symp. on Soil Mechanics and Foundations Engineering, Lodz, 1 : 425-429.

BOUCEK, B. (1969), "Résistance maximale, ultime et à long terme de l'argile", Thèse, Univ. de Grenoble.

DESVARREUX, P. (1970), "Recherche d'une méthode d'étude des mouvements de terrains et applications pratiques", Thèse, Univ. de Grenoble.

HAEPFELI, R. (1953), "Creep problems in soils, snow and ice", Proc. 3rd Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundations Engineering, Zurich, 3 : 238-251.

HVORSLEV, M.J. (1937), "Über die Festigkeitseigenschaften gestörten bindigen Böden", Danmarks Naturvidenskabelige Samfund, København.

MURAYAMA, S. et SHIBATA, T. (1958) "On the rheological characters of clay" Disaster Prevention Research Inst., Kyoto Univ., Bulletin n° 26.

MURAYAMA, S. et SHIBATA, T. (1961), "Rheological properties of clays", Proc. 5th Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Paris, 1 : 269-273.

TAN, T.K. (1954), "Recherche sur les propriétés rhéologiques de l'argile" (en hollandais), Thèse, Univ. de Delft.

TAN, T.K. (1961), Disc., Proc. 5th Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Paris, 3 : 141.

VIALOV, S.S. et SKIBITSKII, A.M. (1957), "Rheological processes in frozen soils and dense clays", Proc. 4th Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundation Engineering, London, 1 : 120.