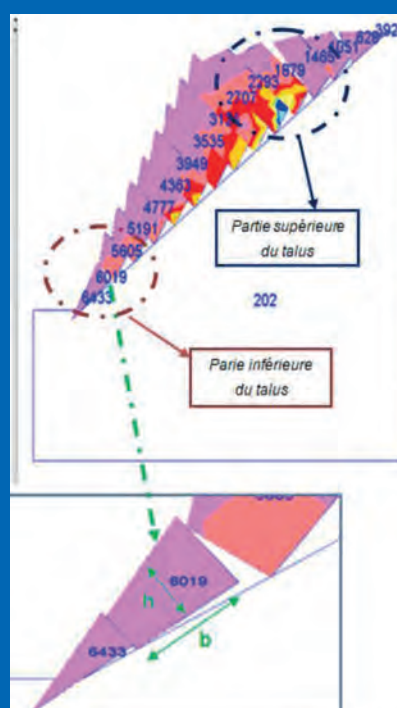
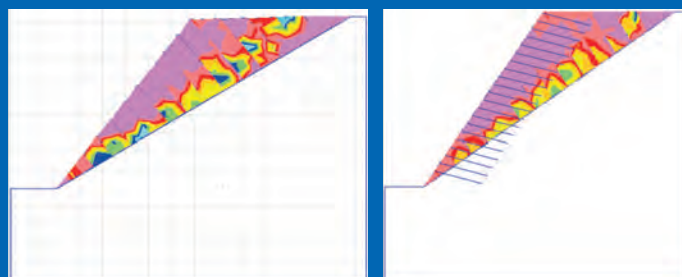


ENDOMMAGEMENT ET RÉSISTANCE AU CISAILEMENT DE PANNEAUX EN BOIS À LAMELLES ORIENTÉES (OSB) CONDITIONNÉS SOUS DIFFÉRENTS ENVIRONNEMENTS

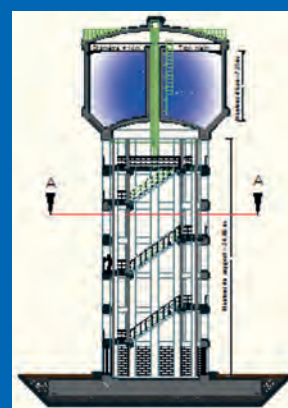


INFLUENCE DES PARAMÈTRES DES DISCONTINUITÉS SUR LA STABILITÉ DES TALUS ROCHEUX FRACTURÉS



UTILISATION DE LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS DISTINCTS POUR MONTRER L'INSUFFISANCE DE LA MÉTHODE D'ÉQUILIBRE LIMITE DANS L'ÉTUDE DE LA STABILITÉ DES TALUS ROCHEUX FRACTURÉS

RECHERCHE DES MOMENTS D'INERTIE AXIAUX DU SUPPORT EN PILOTIS D'UN RÉSERVOIR SURÉLEVÉ



Vient de paraître

Longtemps et souvent fut clamée la « bonne » nouvelle que le prochain siècle serait celui de l'Asie et surtout de la Chine ; le monde chinois devant représenter, au premier chef, cette nouvelle Asie. Au siècle dernier, déjà, la Chine devait être le futur de la femme occidentale selon Kristeva et de l'homme tout court selon Sollers. Elle devait figurer cette troisième voie, ni américaine ni russe dont on ne pensait pas, par principe ou désœuvrement, que l'Europe puisse en être l'incarnation. En 1989, avec l'effondrement du système soviétique, le monde gagna en unification économique mais non pas – comme le crut trop vite Francis Fukuyama – en unité politique. Car la convergence capitaliste du monde que la chute du Mur de Berlin symbolisait alla de pair avec sa division politique (entre régimes libéraux et « illibéraux ») annoncée par Tiananmen.

La persistance d'une image rêvée de la Chine eut pour effet, dans ce nouveau contexte, de transformer l'anticapitalisme libertaire (qui y était associé à l'époque maoïste) en antilibéralisme liberticide louant les mérites d'un nouveau « despotisme éclairé ». Si Voltaire, tout à sa lutte « pour écraser l'infâme », faisait de la Chine de Yongzheng un modèle de tolérance, les chantres de la Chine nouvelle comme Joshua C. Ramo allaient en faire la représentante idéale d'un monde multipolaire, libéré des diktats du FMI, de la Banque mondiale... et du droit international.

Parallèlement, avec le succès économique du pays, devenant en quelques décennies une puissance financière de premier plan, l'image de la Chine connut un nouvel avatar : en même temps que certains passaient « du col Mao au Rotary Club », l'image de la Chine passa du statut d'ultime espoir de la révolte anti-impérialiste à celui de dernier eldorado de l'hyper-capitalisme ayant pour tout horizon une humanité universellement embourgeoisée. Ce n'est plus la Chine qui devait « rattraper » le train du développement, c'est la croissance mondiale (dans sa double composante productiviste et consumériste) qui s'arrimait à la locomotive chinoise.

C'est dans ce contexte que se placent le discours et la pratique écologiques en Chine.

On le sait, le propre du discours occidental sur la Chine est que la Chine s'y conjugue assez peu au présent mais surtout soit au passé (comme l'archaïsme à oublier), soit au futur (comme le modèle à rattraper). Au niveau environnemental, la Chine devint l'exemple soit d'un capitalisme sauvage, irresponsable et pollueur qu'on aurait déjà dépassé (à l'âge d'une société de l'information « dématérialisée », d'une « économie de la connaissance » décarbonée), soit d'un mode de développement rendu durable par la magie de ses « caractéristiques chinoises ».

CIVILISATION ÉCOLOGIQUE du slogan à la réalité



VARIA
L'UNIVERSEL AUX CARACTÉRISTIQUES CHINOISES
TRAJECTOIRE DU SACRÉ EN CHINE ANCIENNE

MONDE CHINOIS
nouvelle Asie



56

C'est donc l'articulation entre ces deux réalités de la nécessité écologique et de la croissance capitaliste et ces deux discours sur le monde chinois comme exemple des dérèglements environnementaux ou modèle des solutions écologiques que ce numéro – coordonné par Jean-Yves Heurtebise (Université catholique Fujen et CEFC) et Jean-Paul Maréchal (Université Paris Sud) – va permettre d'analyser à travers un ensemble de contributions originales en français et en anglais concernant à la fois la Chine dite continentale et Taiwan.....

**Emmanuel Dubois de Prisque
et Jean-Yves Heurtebise**
Rédacteurs en chef

CIVILISATION ÉCOLOGIQUE du slogan à la réalité

N° 56 - 158 pages

ISBN 978-2-7472-2859-6

Prix du numéro : 20 € TTC

Monde chinois – Nouvelle Asie
une revue des Editions ESKA
Périodicité : 4 numéros/an

ÉDITIONS ESKA

12, rue du Quatre-Septembre
75002 Paris

Tél. : 01 42 86 55 79 - Fax : 01 42 60 45 35

Pour toutes commandes :
<http://eska-publishing.com>

Contact :
adv@eska.fr

DIRECTEUR DE LA PUBLICATION

Serge KEBABTCHIEFF

Rédaction

Rédacteur en chef
François Buyle-Bodin,
université de Lille

Représentant l'Union des Associations Françaises de Génie Civil

Jean-Marc Tanis (EGIS), Président

Représentant

l'Association Française de Génie Civil AFGC

Bruno Godart (IFSTTAR), Président du CA
Patrick Guiraud (Cimbéton),
Président du Comité des Affaires Générales
Thierry Kretz (IFSTTAR),
Président du Comité Scientifique et Technique

Représentant l'Association Universitaire de Génie Civil AUGC

Olivier Plé,
Président du CA ASSOCIATION UNIVERSITAIRE DE GÉNIE CIVIL
Gilles Escadeillas, Vice-Président du CA

Représentant l'Ifsttar

Jean-Luc Clément, direction scientifique

Représentant l'Union des Ingénieurs et Scientifiques Francophones UISF

Élie Absi, président

Relations internationales

Zoubeir Lafhaj, École Centrale de Lille

ABONNEMENT :

Editions ESKA
12, rue du Quatre-Septembre - 75002 PARIS
Tél. : 01 42 86 55 65 - Fax : 01 42 60 45 35

FABRICATION : AGPA Editions

4, rue Camélinat - 42000 Saint-Etienne
Tél. : 04 77 43 26 70 - Fax : 04 77 41 85 04
E-mail : agpaedit@eska.fr

PUBLICITÉ - à la rédaction

IMPRESSION :

Imprimé en France

sommaire

éditorial

Prof. François BUYLE-BODIN

* * * *

→ Endommagement et résistance au cisaillement de panneaux en bois à lamelles orientées (OSB) conditionnés sous différents environnements 7

*Damage and shear resistance of wooden panels with oriented
strand board (OSB) conditioned under various environments*

Bachir REDJEL, Abbas REMADNIA, Myriam CHAPLAIN

→ Influence des paramètres des discontinuités sur la stabilité des talus rocheux fracturés 19

Influences of discontinuity parameters on the stability of fractured rocky slopes

Hakim AHMAR, Gabriel ASSAF

→ Utilisation de la méthode des éléments distincts pour montrer l'insuffisance de la méthode d'équilibre limite dans l'étude de la stabilité des talus rocheux fracturés 29

*Using the distinct elements method to show the inadequacy
of the limit equilibrium method in studying the stability of fractured rocky slopes*

Hakim AHMARI, Gabriel ASSAF

→ Recherche des moments d'inertie axiaux du support en pilotis d'un réservoir surélevé 38

*Search for axial inertia moments of the support of an elevated tank
with frame staging*

Hocine HAMMOUM, Karima BOUZELHA, Linda TABELLOUT

abstracts — résumés 4

communiqués et colloques 46

bulletin d'abonnement 2

recommandations aux auteurs 56



BULLETIN D'ABONNEMENT

À retourner aux Éditions ESKA

12, rue du Quatre-Septembre, 75002 PARIS

Tél. 01 42 86 55 65 – Fax 01 42 60 45 35

Nom

Raison sociale.....

Adresse.....

Code postal Ville Pays

Je m'abonne pour l'année 2019 (6 numéros/an) à la revue « *Annales du BTP* » :

- | | |
|--|---|
| <input type="checkbox"/> Tarif FRANCE individuel (TTC) : 274 € | <input type="checkbox"/> Tarif ETRANGER individuel (HT) : 333 € |
| <input type="checkbox"/> Tarif FRANCE institution (TTC) : 344 € | <input type="checkbox"/> Tarif ETRANGER institution (HT) : 396 € |

Je joins : ☐ Un chèque bancaire à l'ordre des Editions ESKA

- ☐ Un virement bancaire aux Editions ESKA -
BNP Paris - Champs Elysées - 30004-00804 - Compte 000101399.56

* 4/2018

LISTE DES ANNONCEURS

Annonces de colloques : AFCG, GC 2019, 20 et 21 mars 2019, Cachan, p. 46

ENS Paris-Saclay, EDU BIM 2019, 16 mai 2019, Cachan, p. 53

Université de Limoges, Annonce Workshop CND & DVDC,
11 et 12 juin 2019, Égletons (19), p. 54

Chers lectrices et lecteurs des Annales,

Ce n°4 s'inscrit dans la phase de transition de la revue.

Nous proposons un article sur le matériau bois, présentant un travail de collaboration entre une université algérienne, celle d'Annaba, et l'université Bordeaux 1. Il traite de l'endommagement et de la résistance au cisaillement de panneaux en bois à lamelles orientées (OSB) conditionnés sous différents environnements. Ce type de matériau a de plus en plus d'utilisations structurelles qui nécessitent de nouvelles recherches.

Deux articles traitent ensuite de la stabilité des talus rocheux fracturés. Ils sont proposés par deux auteurs qui avaient déjà présenté dans le numéro précédent un problème concret similaire au Maroc. Rappelons que Gabriel Assad, professeur à Montréal, a accepté de participer à notre futur comité éditorial.

Le dernier article aborde le comportement d'un réservoir sur pilotis soumis à des sollicitations dynamiques de type sismique. Il s'agit d'un problème crucial pour l'Algérie. Ce travail s'inscrit dans la continuité d'autres recherches menées par l'équipe du professeur Hammoum à l'Université Mouloud Mammeri de Tizi Ouzou. Le professeur Hammoum a également accepté de participer à notre futur comité éditorial.

Avec mes meilleurs vœux pour 2019, je vous souhaite une bonne lecture.

Le rédacteur en chef.

Prof. François BUYLE-BODIN

ENDOMMAGEMENT ET RÉSISTANCE AU CISAILEMENT DE PANNEAUX EN BOIS À LAMELLES ORIENTÉES (OSB) CONDITIONNÉS SOUS DIFFÉRENTS ENVIRONNEMENTS

BACHIR REDJEL, ABBAS REMADNIA,
MYRIAM CHAPLAIN

Des essais de cisaillement roulant, suivant l'épaisseur, et de voile, suivant la longueur ont été réalisés sur des panneaux d'OSB classe 3 de 10 mm d'épaisseur à trois teneurs en eau H (milieu sec H=0%, ambiant H= 9% et saturé H>30%). La résistance au cisaillement croît avec le taux d'humidité jusqu'à une valeur optimale correspondante à l'humidité ambiante pour diminuer par la suite jusqu'à des valeurs de saturation, inférieures à celles enregistrées à l'état anhydre. Les éprouvettes conditionnées à l'humidité ambiante (H=9%) affichent la plus grande résistance au cisaillement et les éprouvettes saturées en humidité sont les moins résistantes. La résistance au cisaillement de voile est supérieure à celle mesurée dans le cas du cisaillement roulant pour les différents environnements testés. L'endommagement progressif qui s'opère au sein du matériau au cours du chargement se développe sous forme de rupture des fibres, de décohésion dans le plan de collage des lamelles et de détérioration progressive de la colle.

DAMAGE AND SHEAR RESISTANCE OF WOODEN PANELS WITH ORIENTED STRAND BOARD (OSB) CONDITIONED UNDER VARIOUS ENVIRONMENTS

Panel shear strength tests along the thickness and planar shear along the length of wood panels laminated softwood oriented OSB class 3, 10 mm thick, conditioned at different moisture contents (anhydrous medium, ambient temperature and humid medium) was measured on standardized test specimens. The shear strength increases with the rate of humidity until an optimal value corresponding to the ambient humidity to decrease afterward until values at saturation which are lower than those registered in the anhydrous state. Test specimens conditioned at the ambient humidity (H=9%) show the biggest shear strength and test tubes saturated in humidity are the least resistant. Measured planar shear strength is superior to that measured in the case of the plane strength for the various rested environments. The progressive damage which takes place inside the material during loading develops in the form of fibers failure, exfoliation in the plan of collage of lamellas and progressive deterioration of the glue.

INFLUENCE DES PARAMÈTRES DES DISCONTINUITÉS SUR LA STABILITÉ DES TALUS ROCHEUX FRACTURÉS

HAKIM AHMAR, GABRIEL ASSAF

Les discontinuités jouent un rôle prépondérant dans la stabilité des massifs rocheux. Cet article porte sur une étude de la stabi-

lité d'un talus rocheux affaibli par une famille de discontinuité. L'analyse est focalisée sur l'influence des paramètres associés à ces discontinuités sur la stabilité de ce talus. Une analyse de sensibilité pour ces différents paramètres est réalisée, et le logiciel UDEC basé sur la méthode des éléments distincts est utilisé pour faire les simulations numériques. Les résultats obtenus permettent une appréciation de degré d'influence de chaque paramètre dans la déstabilisation de ce talus.

INFLUENCES OF DISCONTINUITY PARAMETERS ON THE STABILITY OF FRACTURED ROCKY SLOPES

Discontinuities play a preponderant role in the stability of rock masses. This article focuses on a study of the stability of a rocky slope weakened by a discontinuity family. The analysis focuses on the influence of the parameters associated with these discontinuities on the stability of this slope. A sensitivity analysis for these different parameters is performed, and the UDEC software based on the distinct element method is used to make the numerical simulations. The results obtained allow an assessment of the degree of influence of each parameter in the destabilization of this slope.

UTILISATION DE LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS DISTINCTS POUR MONTRER L'INSUFFISANCE DE LA MÉTHODE D'ÉQUILIBRE LIMITE DANS L'ÉTUDE DE LA STABILITÉ DES TALUS ROCHEUX FRACTURÉS.

HAKIM AHMARI, GABRIEL ASSAF

Ce travail s'intègre dans un axe de recherche relatif aux méthodes usitées dans l'étude de la stabilité des talus rocheux fracturés, plus précisément les méthodes classiques basées sur l'analyse des forces en situation d'équilibre limite et la méthode des éléments distincts (DEM). Le logiciel bidimensionnel UDEC est utilisé pour effectuer les analyses sur un modèle bien conçu d'un talus rocheux.

Les résultats obtenus montrent que les deux méthodes donnent des résultats différents en termes de glissement et de basculement des blocs constituant le talus.

Cette étude a permis de montrer l'insuffisance de ces méthodes classiques dans l'étude de la stabilité des massifs rocheux dans lesquels les discontinuités jouent un rôle prépondérant.

USING THE DISTINCT ELEMENTS METHOD TO SHOW THE INADEQUACY OF THE LIMIT EQUILIBRIUM METHOD IN STUDYING THE STABILITY OF FRACTURED ROCKY SLOPES

This work is part of an area of research related to the methods used in the study of the stability of fractured rocky slopes, more precisely the classical methods based on the analysis of forces in a situation of limit equilibrium and the method of distinct elements (DEM). The two-dimensional UDEC software is used to analyze a well-designed model of a rock slope.

The results obtained show that the two methods give different results in terms of sliding and reversal of the blocks constituting the slope.

This study also shows the inadequacy of these classical methods in the study of the stability of rock masses in which discontinuities play a prevailing role.

RECHERCHE DES MOMENTS D'INERTIE AXIAUX DU SUPPORT EN PILOTIS D'UN RÉSERVOIR SURÉLEVÉ

HOCINE HAMMOUM, KARIMA BOUZELHA,
LINDA TABELLOUT

Nous proposons dans cet article une méthode de calcul des moments d'inertie du support d'un réservoir surélevé, posé sur un contreventement en pilotis. Cette méthode analytique est inspirée des relations de base de la résistance des matériaux ayant trait à l'analyse des caractéristiques des sections planes. Pour le lecteur amateur des solutions graphiques, celui-ci trouvera, dans

la seconde partie de l'article, une approche pour l'évaluation des moments d'inertie axiaux par rapport aux axes du repère global du support, inspirée du cercle des inerties, aussi appelé cercle de Mohr. Pour illustrer les méthodes de calcul exposées, un exemple pratique est présenté à la fin de l'article.

SEARCH FOR AXIAL INERTIA MOMENTS OF THE SUPPORT OF AN ELEVATED TANK WITH FRAME STAGING

We propose in this paper a method for assessing the inertia moments of the support of an elevated tank, placed on a frame staging. This analytical method is inspired by the basic relations of the strength of materials relating to the analysis of the plane sections characteristics. For the amateur reader of graphic solutions, he will find, in the second part of the paper, an approach for the evaluation of the axial inertia moments with respect to the axes of the global reference of the support, inspired by the circle of inertia, also called Mohr's circle. To illustrate the presented methods of calculation, a practical example is presented at the end of the article.

LES ROBOTS, MON EMPLOI ET MOI

Erwann TISON



**En librairie le 23 JANVIER
2019**

« *Les robots vont-ils me piquer mon job ?* ». De plus en plus de salariés s'inquiètent des effets du numérique sur leur emploi.

Intelligence artificielle, robotique, blockchain : la 4^{ème} révolution industrielle est une révolution protéiforme, puissante, multi sectorielle dont les effets sont aujourd'hui encore assez flous.

Une chose est néanmoins certaine, de nombreux emplois vont disparaître, et contrairement aux autres révolutions industrielles, les personnes touchées ne seront pas uniquement les moins qualifiées : en plus des manutentionnaires, des hôtes de caisse et des secrétaires, le numérique pourrait bien faire disparaître les médecins, les avocats, et les banquiers.

Loin des discours anxiogènes, cet ouvrage s'intéresse concrètement aux métiers qui vont disparaître en estimant le nombre d'actifs pouvant perdre leur emploi. Mais il ne s'arrête pas aux constats, il propose aussi trois pistes de réformes concrètes, à court, moyen et long terme, afin de faciliter l'émergence de nouveaux emplois n'existant pas encore.

Les transformations technologiques en cours vont entraîner des bouleversements inédits pour notre société. Les anticiper au mieux, sera la meilleure façon de s'y préparer.

BON DE COMMANDE

☐ Je désire recevoir exemplaire(s) de l'ouvrage : « **LES ROBOTS, MON EMPLOI ET MOI** » - 170 pages - Code ISNB 978-2-8224-0584-3 - Référence 2223391

Prix : 19,90 € + 1,00 € de frais de port, soit € x exemplaire (s) = €

Je joins mon règlement à l'ordre des Editions ESKA : ☐ chèque bancaire

☐ Carte Bleue Visa n° ☐ Date d'expiration :

☐ Signature obligatoire :

☐ par Virement bancaire au compte des Editions ESKA

Etablissement BNP PARIBAS – n° de compte : 30004 00804 00010139858 36

IBAN : FR76 3000 4008 0400 0101 3985 836 BIC BNPAFRPPCE

☐ Je souhaite recevoir une Convention de formation

Société / Nom, prénom :

Adresse :

Code postal : **Ville :** **Pays :**

Tél. : **Fax :** **E-mail :**

Veuillez retourner votre bon de commande accompagné de votre règlement à l'adresse suivante :

MA Editions - ESKA – Contact : adv@eska.fr

12, rue du Quatre Septembre – 75002 Paris - France - Tél. : 01 42 86 55 75 - Fax : 01 42 60 45 35

ENDOMMAGEMENT ET RÉSISTANCE AU CISAILLEMENT DE PANNEAUX EN BOIS À LAMELLES ORIENTÉES (OSB) CONDITIONNÉS SOUS DIFFÉRENTS ENVIRONNEMENTS

DAMAGE AND SHEAR RESISTANCE OF WOODEN PANELS WITH ORIENTED STRAND BOARD (OSB) CONDITIONED UNDER VARIOUS ENVIRONMENTS

Bachir REDJEL^{1*}, Abbas REMADNIA¹, Myriam CHAPLAIN²

¹ Laboratoire de Génie Civil, Département Génie Civil, Université Badji Mokhtar,
BP 12, 23000, Annaba, Algérie

² I2M-GCE, Institut de Mécanique de Bordeaux, Université Bordeaux 1, Talence, France

CONTEXTE

Cette recherche est une partie d'une action de coopération menée sur le bois et ses dérivés entre le Laboratoire d'Ingénierie et de Mécanique du département Génie Civil et Environnement de l'Université Bordeaux 1 (France) et l'équipe de Mécanique des Matériaux du Laboratoire de Génie Civil du Département Génie Civil de l'Université Badji Mokhtar Annaba (Algérie). Une thèse de Doctorat est actuellement en cours de finalisation sur ce sujet très intéressant qui monopolise, passionne et enthousiasme les deux parties aussi bien par son côté académique que surtout par son aspect pratique qui attire les professionnels ainsi que les praticiens de la métrologie dans leurs réflexions sur la normalisation et l'adaptation des normes sur le bois et ses dérivés par des approches guidées et bien orientées.

1. INTRODUCTION

Le bois n'est plus aujourd'hui seulement le premier matériau de construction dans plusieurs régions du monde comme l'Amérique du Nord ou certains pays d'Europe de l'Ouest mais il se développe dans la nomenclature des matériaux privilégiés utilisés dans les technologies avancées sous forme modifiée ou associé à d'autres matériaux. Ainsi, le lamellé collé OSB est un de ces produits qui permet d'obtenir des éléments de structure de dimensions et de portées importantes et de caractéristiques de résistance que le bois massif ne peut garantir ou offrir [1]. Les recherches en ce qui concerne ce matériau permettent aujourd'hui de mieux appréhender toutes ses capacités notamment du point de vue de sa résistance mécanique ainsi que des différents facteurs influant ses performances [2-3-4]. Ceci a

nécessité la mise en place de nouvelles méthodes d'essais permettant d'appréhender les différents facteurs influant ses performances [5]. On peut citer les travaux de Thomas [6] pour la détermination du module de cisaillement longitudinal, ceux de L. Le Mangarou *et al.* [7] pour la détermination des différents composants de la loi de comportement viscoélastique par une seule mesure du champ, ceux de M.A.A. Ashraf *et al.* [8] sur l'influence du choix du matériau sur les propriétés de résistance de l'âme des poutres en I, ceux de P. Rancher *et al.* [9] sur l'influence de l'épaisseur de l'âme sur la résistance au cisaillement et enfin ceux de R.J.H. Thompson *et al.* [10-11] sur l'endurance en fatigue de trois types de panneaux. Cependant, peu de travaux ont abordé l'influence de l'humidité sur les performances mécaniques de l'OSB. Ses propriétés mécaniques sont influencées par sa teneur en eau et donc par l'environnement dans lequel il évolue et en particulier l'humidité relative RH de l'air ambiant [12, 13, 14]. La plupart des études ont surtout abordé la prévision de la résistance à la rupture à humidité constante. Peu de travaux ont abordé l'influence de l'humidité sur les performances mécaniques de l'OSB [13]. P. Navi et F. Heger [15] montrent qu'il existe un couplage entre la contrainte mécanique et la variation de la teneur en eau du bois. D.E. Kretschmann et D.W. Green [16] dressant l'état de l'art sur la variation de la plupart des propriétés mécaniques du bois à différents taux d'humidité notent que, dans le domaine de service des structures porteuses, toutes les propriétés du bois augmentent quand le matériau sèche. Ainsi la teneur en eau modifie les résistances, les rigidités, la portance locale ainsi que l'équilibre global du bois [17]. Les résultats de mesure de la résistance du bois en fonction des teneurs en eau rapportés dans la littérature signalent une forte dispersion [5, 13-18-19-20].

Par ailleurs, les panneaux OSB sont de plus en plus utilisés non seulement comme éléments de « remplissage » mais comme éléments porteurs. Les murs en OSB servent de plus en plus de contreventement (cisaillement roulant). Les planchers en OSB sont aussi courants et doivent reprendre non seulement les charges horizontales mais aussi les charges verticales qui s'appliquent aux bâtiments (rôle de diaphragme dans le cisaillement roulant). Les performances au cisaillement de l'OSB permettent ces utilisations mais également leur utilisation comme âme de poutre en I. L'objectif de ce travail est de déterminer la résistance au cisaillement roulant et de voile de panneaux en bois à lamelles orientées OSB conditionnés à différentes teneurs en eau afin de pouvoir

estimer au mieux l'impact de l'influence de ces dernières sur le comportement mécanique de ces panneaux en bois reconstitués. Il fait suite aux travaux de recherches initiés par Chapelain [13].

2. PROCÉDURES EXPÉRIMENTALES

2.1. Matériau

Les panneaux employés sont de type OSB3, de 10 mm d'épaisseur couramment utilisés en construction, de masse volumique variant entre 600 et 680 Kg/m³ et composés de lamelles de résineux provenant de bois d'éclaircies. Les lamelles mesurent jusqu'à 8 cm de longueur. Elles sont encollées avec un liant organique suivant trois couches croisées. La fabrication est réalisée à partir d'un matelas de petits copeaux de bois rectangulaires compressée et encollé avec de la cire et de la résine (95% de bous et 5% de cire et de la résine). Les couches sont créées par déchiquetage du bous en lamelles qui sont réparties en plusieurs couches, triées, orientées différemment. Dans les couches externes, les lamelles sont généralement orientées parallèlement à la longueur du panneau. A l'intérieur dans la couche médiane elles sont orientées perpendiculairement à la longueur du panneau.

Deux types de cisaillement ont été expérimentés correspondant à deux processus de tests normalisés. Le cisaillement roulant consistant à cisailier le panneau suivant son épaisseur (utilisation en plancher) et le cisaillement de voile qui prône de cisailier le panneau dans sa longueur (utilisation en contreventement). La démarche a nécessité la mise en place de deux dispositifs expérimentaux distincts et par conséquent de deux types d'éprouvettes taillées dans le sens de la longueur c'est-à-dire parallèlement à l'orientation des fibres extérieures. Ces éprouvettes ont été conditionnées en milieu « quasi anhydre » (teneur en eau résultant H=0%), à la température ambiante (H=9%) et en milieu humide (H=75% à 100%).

2.2. Éprouvettes

Pour le cisaillement roulant, 3 lots de 70, 77 et 57 éprouvettes chacun, soit respectivement un lot par teneur en eau (H=0%, 9% et saturé) ont été usinés. Pour chaque lot, des éprouvettes ont été taillées en partie dans le sens de la longueur (L) c'est-à-dire parallèlement à l'orientation des fibres extérieures et en partie dans le sens perpendiculaire (T). La figure 1 montre un

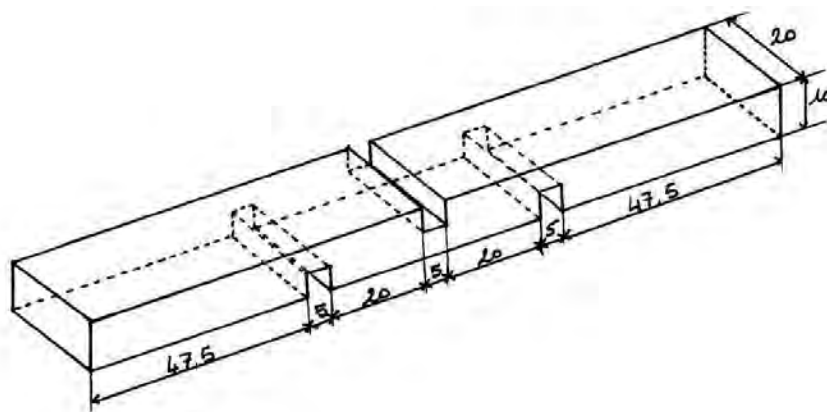


Figure 1 : Eprouvette utilisée en cisaillement roulant

exemple de la géométrie des éprouvettes utilisées. Les dimensions sont exprimées en mm.

Le choix de cette géométrie particulière est déterminé par la norme NF B 51-012 [21] et permet de favoriser la fissuration selon le plan de cisaillement voulu et d'obtenir une rupture en cisaillement roulant et non une rupture de traction.

Pour le cisaillement en voile, trois autres lots ont été usinés chacun dans la direction L et dans la direction T comme pour les éprouvettes du cisaillement roulant et répartis sur les trois taux d'humidité. L'usinage des éprouvettes a été réalisé avec un rapport de 0.7 par rapport à la géométrie décrite par la norme NF EN 789 à cause de la capacité réduite de la presse [13, 18, 19, 20]. La figure 2 représente la géométrie de ce type d'éprouvette. La contrainte de cisaillement τ est calculée par la formule classique de la résistance des matériaux, à savoir $\tau = F/S$ dans laquelle F et S représentent respectivement l'effort de rupture et la section de l'éprouvette. Pour le cisaillement, roulant la surface S est égale à 20x20 mm² (figure 1). Pour le cas du cisaillement de voile, S est généralement pris égal à 490x10 mm² (figure 2).

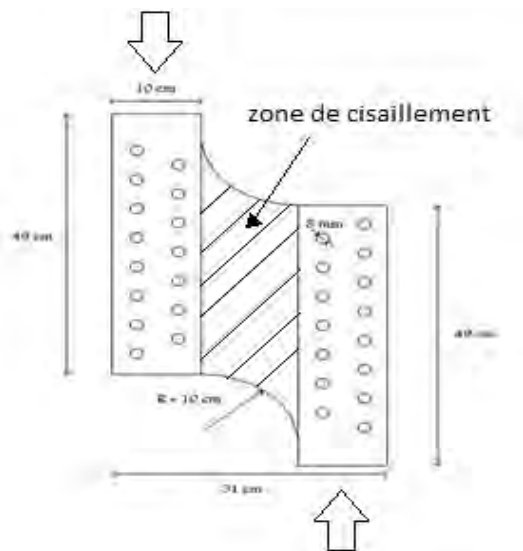


Figure 2 : Eprouvette utilisée en cisaillement de voile (épaisseur de 10 mm)



Figure 3 : Conditionnement au four

2.3. Conditionnement des éprouvettes

Les éprouvettes ont été conditionnées en milieu « quasi anhydre » (teneur en eau résultant H=0%), à la température ambiante (H=9%) et en milieu humide (H=75% à 100%). En milieu sec, les échantillons ont été placés dans un four à la température constante de 105° C pendant une semaine (figure 3). Le conditionnement en milieu humide est pratiqué par immersion partielle, sur 2 cm, dans un bac rempli d'eau pendant une semaine (figure 4). Les éprouvettes sont finalement égouttées pendant 1 à 2 jours sur une grille disposée dans un bac hermétique au fond duquel repose un lit d'eau, afin de conserver une atmosphère humide. Pour le conditionnement en milieu ambiant, les éprouvettes sont disposées à l'air ambiant.

2.4. Dispositifs d'expérimentation

Pour le cisaillement roulant l'échantillon est placé entre les deux mors d'une presse. Chacun des mors est encastré dans l'une des encoches opposées de l'éprouvette comme l'illustre la photo de la figure 5. L'ensemble du dispositif d'essai est relié à un système d'acquisition des données comme montré sur la figure 6. Pour celui de voile, les tests sont effectués sur une presse hydraulique de 20 tonnes). L'éprouvette est placée dans un dispositif spécialement conçu pour cette opération. Ce dispositif la maintient parfaitement plane par l'intermédiaire de 4 montants boulonnés en bois massifs de 10mm d'épaisseur, au cours de l'essai qui consiste à appliquer un effort de compression à l'échantillon. Des barres verticales maintenues par des barres horizontales et doublées de téflons mises en contact des 4 montants stabilisent l'éprouvette (figure 7). La figure 8 montre l'ensemble du bâti et du dispositif monté sur la presse. Lors de la mise en charge, la partie basse de la presse va progressivement remonter à la vitesse de 1mm/min, comprimant ainsi l'éprouvette jusqu'à la rupture.

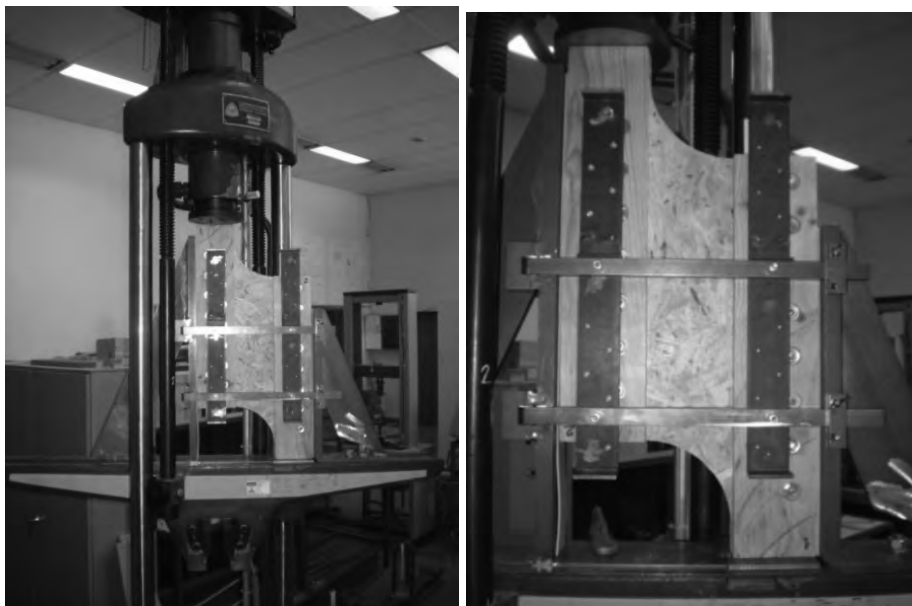
Dans les deux cas expérimentaux, les éprouvettes testées sont placées après rupture en étuve, à la température de 105 °C, pendant une semaine, puis pesées de nouveau pour déterminer leur teneur en eau lors de l'essai.



Figure 4 : Conditionnement en bac hermétique



Figure 5 : Dispositif de test Figure 6 : Presse et système d'acquisition des données



a) Presse hydraulique b) Eprouvette intacte dans le dispositif

Figure 7 : Dispositif expérimental du cisaillement de voile

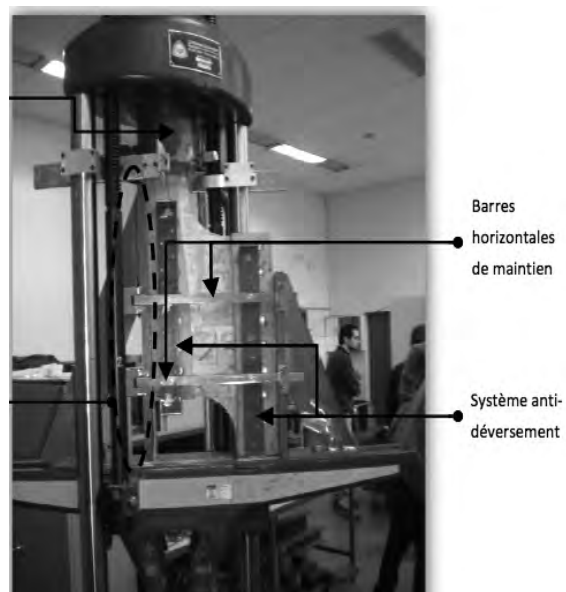


Figure 8 : Ensemble du bâti monté sur la presse de compression

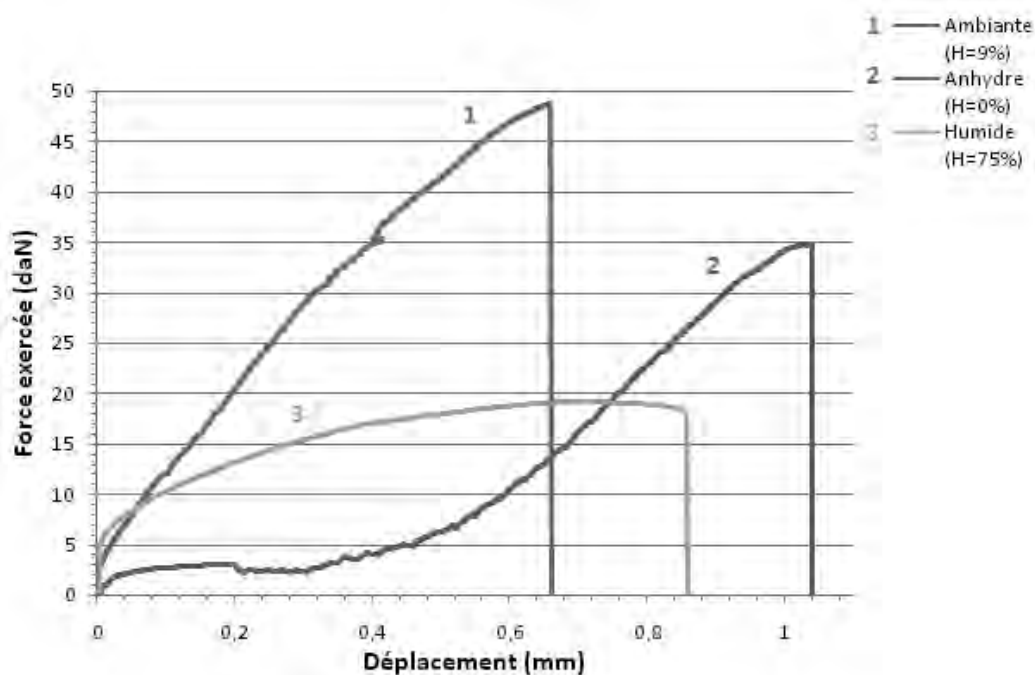


Figure 9 : Exemple de courbe charge-déplacement dans le cas du cisaillement roulant

3. RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

3.1. Courbe charge – déplacement

La figure 9 montre un exemple illustratif de courbes charge-déplacement dans le cas du cisaillement roulant pour tous les taux d'humidité étudiés. En général et pour les deux types de sollicitation, ces courbes présentent la même allure avec une partie quasi linéaire au début de l'essai et qui traduit la réponse élastique du bois suivie d'une faible partie non linéaire caractérisant l'endommagement progressif qui s'opère au sein du matériau au cours du chargement. Il est difficile de localiser avec précision ce point de transition qui dépend de la nature de chaque éprouvette et qui annonce les premiers signes de dommage, ni de quantifier le niveau de contrainte au moment de son apparition.

Cet endommagement se produit et se développe sous forme de rupture des fibres et de lamelles, de décohésion dans le plan de collage des lamelles, de dégradation et de cassure dans les liaisons de l'adhésif, de détérioration progressive de la colle. Tous ces phénomènes combinés interagissent ensemble et s'accroissent avec l'augmentation de la charge pour provoquer finalement la ruine du panneau.

3.2. Valeurs mesurées et analyse des contraintes de cisaillement

Les tableaux 1 et 2 rassemblent les valeurs moyennes des contraintes de cisaillement enregistrées ainsi que celles des teneurs en eau pour les trois environnements et pour les deux sens d'orientation L et T respectivement pour le cas du cisaillement

Tableau 1 : Valeurs moyennes des contraintes de cisaillement τ et des teneurs en eau H% pour les deux orientations de découpe (cas du cisaillement roulant)

Conditionnement	Anhydre	Anhydre	Ambiant	Ambiant	Humide	Humide
Orientation	L	T	L	T	L	T
Nombre	24	46	49	28	28	29
τ (MPa)	1.04 \pm (0.38)	1 \pm (0.32)	1.26 \pm (0.36)	1.36 \pm (0.42)	0.61 \pm (0.15)	0.56 \pm (0.16)
Coef. variation %	36,5%	32%	28,5%	30%	24,5%	28,5
Rapport τ_T / τ_L	0.96		1.08		0.92	
Teneur en eau H(%)	0	0	8.84 \pm 0.23	8.84 \pm 0.18	78.5 \pm 13.5	76.6 \pm 8

Tableau 2 : Valeurs moyennes des contraintes de cisaillement τ et des teneurs en eau H% pour les deux orientations de découpe (cas du cisaillement de voile)

Conditionnement	Anhydre	Anhydre	Ambiant	Ambiant	Humide	Humide
Orientation	L	T	L	T	L	T
Nombre	10	11	14	27	8	6
τ (MPa)	4.9 ± 1.23	5.1 ± 0.66	5.26 ± 1.08	5.7 ± 0.77	2.87 ± 0.65	3.015 ± 0.7
Coef. variation %	25%	13%	21%	13.5%	22.5%	23%
Rapport $\tau T / \tau L$	1.04		1.08		1.07	
Teneur en eau H (%)	0.35 \pm 0,03	0.38 \pm 0,04	10.5 \pm 2,35	9.09 \pm 1,95	92.5 \pm 12,11	83 \pm 19,5

roulant et pour celui du cisaillement de voile. Les chiffres entre parenthèses représentent les écart-types.

Comme il apparaît sur ces tableaux les valeurs mesurées se caractérisent par une dispersion élevée au sein d'une même série. Cette dispersion est une caractéristique des matériaux hétérogènes et fibreux. Les irrégularités des fibres à l'intérieur de l'OSB, ainsi que des différences de taux et/ou d'orientation des lamelles qui sont rarement comparables d'une éprouvette à l'autre ainsi que les dispersions de performance du matériau bois peuvent aussi être à l'origine notamment de cette variabilité. Celle-ci peut aussi être attribuée à une présence de micro défauts de différentes dimensions aléatoirement distribués au sein de la structure de l'OSB. Les irrégularités de collage des fibres à l'intérieur de l'OSB ainsi que les dispersions des résultats de performance du bois sont aussi des paramètres favorisant cette dispersion. La réduction de cette variabilité passerait par l'utilisation d'éprouvettes de grandes dimensions.

Ainsi la rupture peut être amorcée à différents niveaux de contrainte selon l'orientation, la localisation et les dimensions des microporosités et des discontinuités engendrées par des gonflements partiels et selon le degré de faiblesse de l'interface fibre-colle ainsi que des bouts de fibres.

Par ailleurs il est difficile d'obtenir un taux d'humidité constant une fois le point de saturation des fibres de l'OSB dépassé (H=30% environ). En effet, la disparité dans les teneurs en eau est significative et varie aussi d'une éprouvette à une autre (H de 59% à 100%) alors que ces dernières ont toutes été soumises au même conditionnement. Il est à noter que les teneurs en eau des éprouvettes humides restent largement supérieures à la teneur en eau de saturation de l'OSB. Ces valeurs élevées des humidités sont liées surtout au processus de conditionnement. En effet, en situation humide, les éprouvettes ont été placées dans un bac avec un fond d'eau. La partie inférieure de l'éprouvette d'environ 2 cm était toujours en contact avec l'eau et par capillarité cette dernière se propage dans l'éprouvette ; le conditionnement a duré une semaine. Cette configuration « très saturée » a surtout pour but de simuler le comportement d'un mur en OSB d'une construction ayant subi une inondation. Signalons que la teneur en eau moyenne est obtenue par

pesée de l'éprouvette humide lors de l'essai puis après séchage en étuve à 105 °C [22].

Il est à noter que la résistance moyenne au cisaillement roulant mesurée en conditionnement ambiant est supérieure de 26% pour l'orientation L et de 36% pour l'orientation T par rapport à la valeur caractéristique de 1 MPa définie par la norme NF EN300 en condition normale intérieure [23]. Cet écart peut être attribué aux méfaits d'un conditionnement en plein air subis par les panneaux chez le fournisseur des produits. Il est aussi possible qu'un effet d'échelle soit aussi à l'origine de cette divergence car la norme NF B51-012 n'est pas spécifique uniquement pour l'OSB [21]. Ainsi, des essais sur des éprouvettes de dimensions plus importantes sont à réaliser pour vérifier cette hypothèse comme il a été rapporté par d'autres études sur les performances de l'OSB testé dans les mêmes conditions. Il faut aussi signaler que la nature différente des panneaux OSB qui peuvent aussi ne pas provenir des mêmes lots, ni des mêmes origines de boiserie par conséquent possédant des qualités différentes est aussi une source probable de cette divergence.

Concernant le cisaillement de voile, la valeur moyenne de la contrainte mesurée est inférieure de 29% dans la direction L et de 19% dans la direction T par rapport à la valeur caractéristique de 6.8 MPa définie par la norme NF EN 300 en condition ambiante [23].

3.3. Influence de la direction de découpe

L'histogramme de la figure 10 montre les rapports entre les valeurs des contraintes de cisaillement mesurées dans les sens de découpe T (hauteur) et celles mesurées dans le sens de découpe L (longueur) par rapport au panneau pour les trois taux d'humidité étudiés et pour les deux types de sollicitation.

Comme le montre la figure 10, malgré la forte dispersion observée sur les mesures des résistances, le sens de découpe semble ne pas avoir d'influence significative sur le comportement mécanique dans le cas du cisaillement roulant c'est-à-dire pour une utilisation en plancher. Il est probable que la rupture dans ce cas se produise dans le plan de collage des fibres.

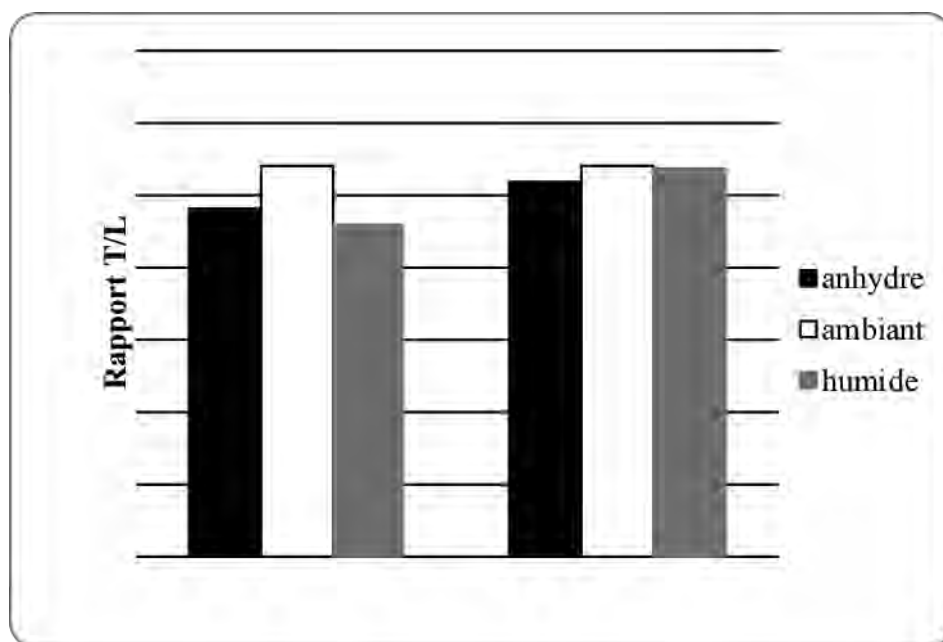


Figure 10 : Influence de la direction de découpe sur la résistance au cisaillement

Dans le cas du cisaillement de voile et pour les trois taux d'humidité, les valeurs mesurées dans le sens T concernant les éprouvettes possédant des lamelles dans leurs couches supérieures disposées dans le sens de la hauteur, c'est-à-dire perpendiculaire à la direction de l'effort de compression, semblent être légèrement supérieures à celles mesurées dans le sens L, concernant les éprouvettes possédant des lamelles réparties dans le sens de la longueur. Cette différence de résistance est toutefois légèrement accentuée pour le cas des éprouvettes ambiantes (0.44 MPa) par rapport à celles sèches (0.2 MPa) et à celles humides (0.14 MPa).

Cependant au vu de la dispersion importante constatée sur les mesures des résistances, cette différence n'est pas très significative comme l'indique le rapport T/L qui montre une allure constante.

Il semble néanmoins et pour plus de sécurité dans ce cas que pour une utilisation en contreventement par exemple, il est préférable de disposer les couches externes des lamelles des panneaux suivant une direction perpendiculaire à l'effort engendré.

3.4. Influence de la teneur en eau

Les figures 11 et 12 montrent la variation de la contrainte de cisaillement en fonction du taux d'humidité respectivement pour le cas du cisaillement roulant et pour celui du cisaillement de voile pour les deux sens de découpe.

La résistance au cisaillement croît avec le taux d'humidité dans les deux cas étudiés jusqu'à une valeur optimale correspondant à l'humidité ambiante pour diminuer par la suite jusqu'à des valeurs à saturation inférieures à celles enregistrées à l'état anhydre. Au delà du point de saturation des lamelles, la contrainte de cisaillement tend à se stabiliser et ce pour les deux cas étudiés et pour les deux directions. Cette tendance rejoint celle déjà constatée et rapportée par Wu et Suchsland [24] sur des matériaux similaires. Selon Guitard [25], les propriétés du

matériau bois ne semblent plus varier avec la teneur en eau et se maintiennent constantes au dessus du point de saturation. Cette tendance est représentée à partir des valeurs moyennes et des écarts types (barres d'erreurs) qui montrent clairement la dispersion importante des résultats de mesure des valeurs des contraintes. Cette dispersion est plus accentuée dans le cas du cisaillement roulant.

Il apparaît ainsi dans les deux cas traités et pour les deux orientations de découpe, que ce sont les éprouvettes conditionnées à l'humidité ambiante (H=9%) qui montrent la plus grande résistance au cisaillement alors que les éprouvettes saturées (H>30%) sont les moins résistantes vis-à-vis du cisaillement. Le rapport des résistances entre les deux états (H=9% et H>30%) est d'environ 2 dans le sens L et de 2.4 dans le sens T dans le cas du cisaillement roulant. Il est d'environ 1.8 dans le sens L et 1.9 dans le sens T dans le cas du cisaillement de voile.

Par rapport à l'état ambiant, la résistance au cisaillement chute en moyenne de 17% (direction L) et de 26% (direction T) dans le cas du cisaillement roulant et d'environ 7% et 10.5% respectivement dans la direction L et dans la direction T dans le cas du cisaillement de voile lorsque l'OSB est sec (milieu anhydre). Lorsque l'OSB est saturé cette chute est de 51.5% (direction L) et de 59% (direction T) dans le cas du cisaillement roulant et de 45% (direction L) et de 47% (direction T) dans le cas du cisaillement de voile.

D'autre part, il est à signaler que le bois étant hygroscopique, sa teneur en eau interne varie en fonction des conditions climatiques de l'environnement. L'eau adsorbée sous forme d'eau libre n'a pas d'influence significative sur le comportement mécanique. Par contre la partie de l'eau adsorbée appelée « eau liée » interagit dans la paroi cellulaire sur les polymères constitutifs de la matière ligneuse. Cette hydrolyse partielle occasionne certainement des modifications du comportement mécanique qui se manifestent pendant les essais et qui se traduisent par une réduction de la résistance au cisaillement. Le comportement de

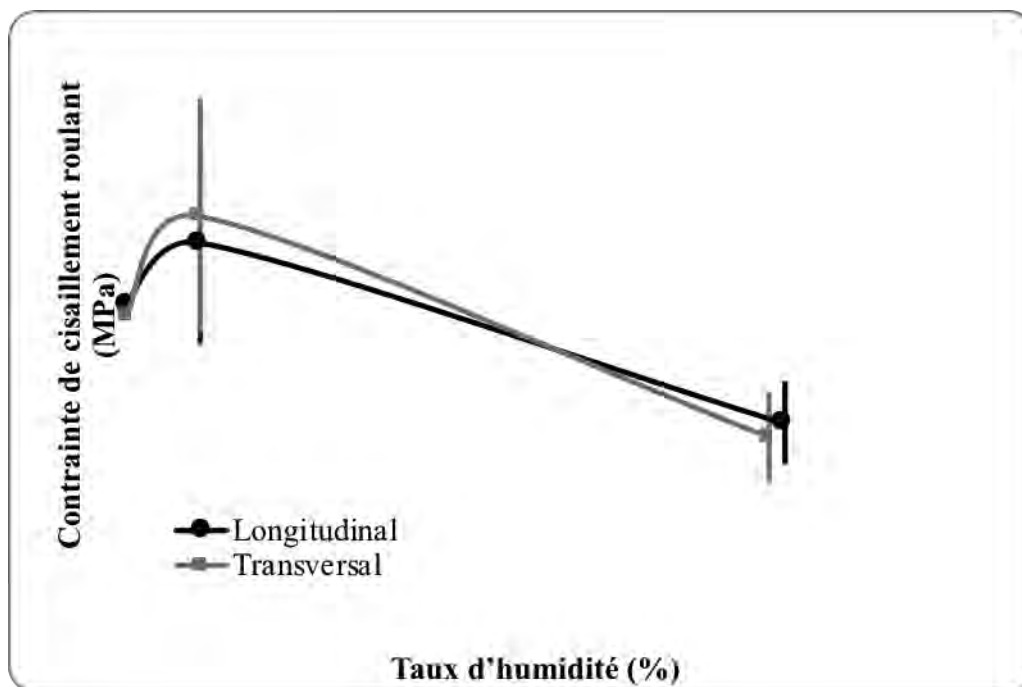


Figure 11 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction du taux d'humidité (Cas du cisaillement roulant)

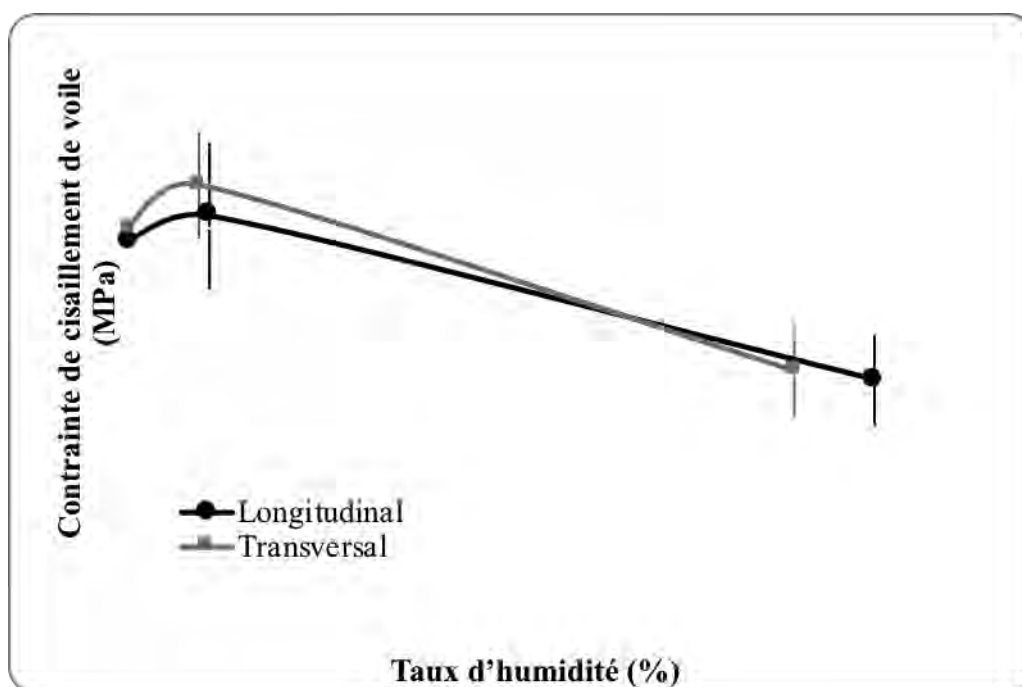


Figure 12 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction du taux d'humidité (Cas du cisaillement de voile)

la colle a aussi une influence sur les résistances mécaniques. Dans le cas des éprouvettes anhydres, les lamelles restent attachées malgré l'endommagement et la destruction de la structure de la colle. Dans les éprouvettes humides, les lamelles se désolidarisent par suite des ruptures dans les liaisons de la colle au niveau des interfaces.

Enfin il faut noter que l'humidification faisant en général gonfler le bois, bouleverse la structure de l'OSB de manière inéluctable et altère les propriétés de la colle et de l'interface comme c'est dans le cas des composites à matrice polymériques renforcés

de fibres synthétiques lorsqu'ils sont immergés dans l'eau douce ou l'eau salée [26].

3.5. Influence du mode de sollicitation

L'histogramme de la figure 13 montre les rapports entre les valeurs des résistances au cisaillement de voile et celles au cisaillement roulant pour les trois taux d'humidité et pour les deux sens de découpe. Ces rapports sont rassemblés dans le tableau 4.

Tableau 4 : Rapport des résistances au cisaillement de voile et roulant

Conditionnement	Milieu anhydre	Milieu ambiant	Milieu Humide
Rapport τ voile L/ τ roulant L	4.7	4.17	4.7
Rapport τ voile T/ τ roulant T	5.1	4.19	5.4

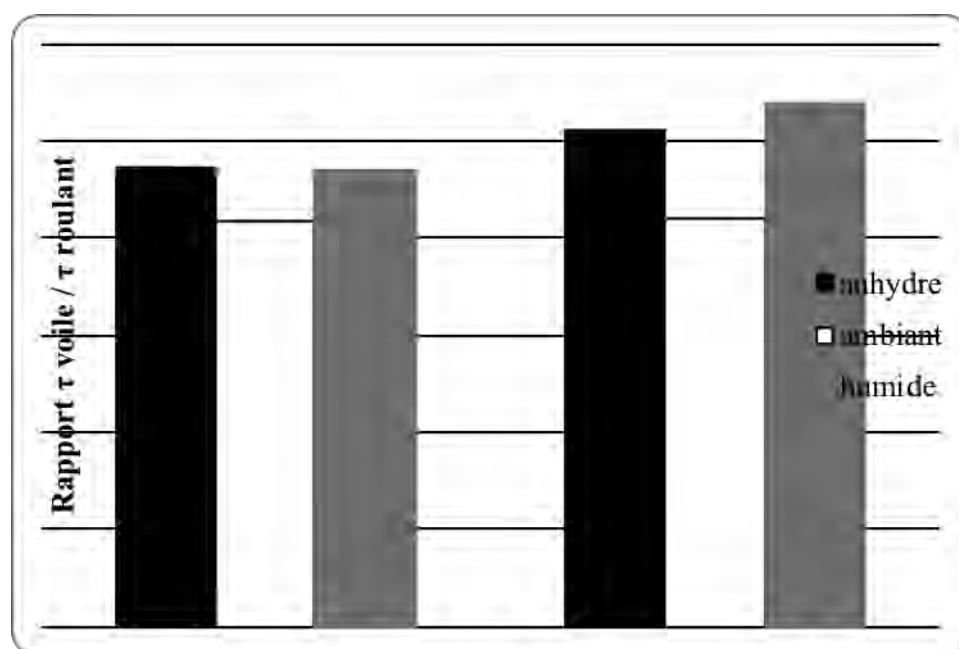


Figure 13 : Rapport des contraintes cisaillement de voile / cisaillement roulant

Ce rapport de résistances au cisaillement voile par rapport au cisaillement roulant semble être constant dans le cas de découpe dans le sens de la longueur (L). Dans cette direction (L) la variation maximale est de 12.7%. Dans le sens de découpe suivant la hauteur ce rapport qui est légèrement plus grand ne présente pas la même tendance et montre une variation maximale de 22.5%.

3.6. Détermination de l'énergie de rupture

L'énergie totale de rupture W a été estimée en calculant l'aire sous chaque courbe pour chacune des éprouvettes testées et pour les trois conditionnements. Les tableaux 5 et 6 résument les valeurs moyennes dans les deux cas d'étude (respectivement

Tableau 5 : Valeurs moyennes de l'énergie de rupture W en cisaillement roulant et écart-type entre parenthèses

Conditionnement	Milieu anhydre (0%)	Milieu ambiant (8,84%)	Milieu humide (77,5%)
W sens hauteur(T)(Joules)	0,12 ± (0.06)	0,18 ± (0.14)	0,17 ± (0.14)
W sens long. (L) (Joules)	0,14 ± (0.1)	0,29 ± (0.18)	0,2 ± (0.23)
Rapport W (T)/W (L)	0.86	0,62	0,85

Tableau 6 : Valeurs moyennes de l'énergie de rupture W en cisaillement voile

Energie de rupture (Joules)	Milieu anhydre (0,7%)	Milieu ambiant (8,8%)	Milieu humide (71,1%)
W sens hauteur (T)	6	7,7	2,9
W sens longueur (L)	3	5,7	2,6
Rapport W(T)/W(L)	2	1,35	1,12

le cas du cisaillement roulant et celui du cisaillement voile). Les chiffres entre parenthèses expriment les écarts-type.

Les résultats de mesure se caractérisent comme dans le cas des résistances au cisaillement par une forte dispersion. Celle-ci est beaucoup plus importante que celle relevée sur les contraintes de cisaillement et rend difficile toute analyse.

Il semble cependant indiquer selon ces résultats que l'énergie nécessaire à la rupture est plus importante dans le cas des éprouvettes conditionnées à l'humidité ambiante et ce pour les deux types de sollicitations ce qui est en concordance avec les résultats de mesure des contraintes de cisaillement. Cependant concernant le cisaillement roulant il faudrait davantage d'énergie pour rompre une éprouvette humide que pour une éprouvette anhydre. Ceci est probablement dû au fait que l'énergie nécessaire à la rupture est une fonction de la contrainte appliquée d'une part mais également du déplacement et par conséquent du module d'élasticité de l'éprouvette.

Or le module de Young d'un bois humide est beaucoup plus faible que celui d'un bois sec et ainsi une déformation plus importante est observée sur les éprouvettes saturées. Ceci augmente l'énergie utile à cette rupture.

Concernant le cisaillement voile, l'OSB en conditionnement humide a une résistance à la rupture proche de celle des éprouvettes sèches. Une teneur en eau élevée qui entraîne une déformation importante des lamelles de bois par étirement dans le cas du cisaillement roulant engendre ici un cisaillement et un déchirement prématuré. En effet le plan de rupture qui est parallèle aux lamelles dans le cas du cisaillement roulant est perpendiculaire dans le cas du cisaillement de voile. Les lamelles composant les panneaux OSB étant très fines, l'humidité accélère alors le cisaillement de voile. Il faut signaler qu'une teneur en eau « ambiant » de (9%) correspond à une meilleure résistance des panneaux OSB. Cependant, le caractère anhydre des éprouvettes les rend plus « cassantes » et plus fragiles au cisaillement de voile.

Par ailleurs la constatation établie à propos de la disposition des lamelles se voit corrélée par les résultats de l'énergie de rupture au sein de chaque conditionnement pour les deux orientations T et L. La disposition des lamelles composant les couches externes des panneaux OSB implique une résistance plus élevée à la rupture lorsqu'elles sont perpendiculaires à l'effort de compression exercé par la presse.

3.7. Mode de rupture

L'image de la figure 14 montre une éprouvette de cisaillement roulant avant rupture.

Dans le cas du cisaillement roulant, la rupture se produit entre l'une des entailles d'extrémité et l'entaille centrale. Elle a lieu au niveau de l'un des deux plans de cisaillement suivant la surface inférieure ou la surface supérieure comme l'illustre l'exemple de la figure 15. C'est un délaminage qui s'initie à partir d'un défaut préexistant de moindre résistance pour se propager ensuite entre couches dans le plan de cisaillement en cours de chargement avant de provoquer la ruine.

Dans le processus de rupture en cisaillement de voile, il apparaît d'abord la formation de facettes de rupture situées à environ 45° au niveau des arcs de cercles de l'éprouvette. Les deux fissures engendrées par ces facettes se propagent au cours du chargement pour se rejoindre et former la fissure principale qui va engendrer la ruine de l'échantillon. Un exemple de ce mécanisme de dommage et de rupture est montré sur la figure 16.

Le chemin de propagation est tortueux mais reste dans un plan parallèle à la direction de l'effort de compression. Les mécanismes de ruine sont complexes et on dénombre principalement des arrachements et des cassures de lamelles et de fibres, des ruptures des interfaces au niveau des plans de collage des lamelles, des dégradations progressives de l'adhésif. Tous ces mécanismes interagissent ensemble et de façon simultanée et il est difficile à priori de déterminer et d'estimer celui qui est le plus prédominant.

4. CONCLUSION

Pour les deux types de sollicitation, la résistance au cisaillement atteint une valeur optimale à l'humidité ambiante qui est d'environ 9%. Les éprouvettes saturées sont les moins résistantes vis-à-vis du cisaillement. Les valeurs mesurées de la résistance au cisaillement pour toutes les teneurs en eau et pour les deux cas de chargement se caractérisent par une importante dispersion caractéristique de ces matériaux lamellaires.

La résistance au cisaillement de voile est très importante par rapport à celle mesurée dans le cas du cisaillement roulant pour les trois environnements considérés. Le rapport entre elles semble être constant.

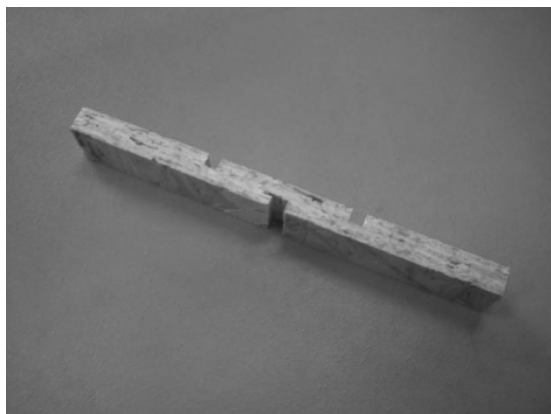


Figure 14 : Eprouvette de cisaillement roulant avant rupture



Figure 15 : Rupture en cisaillement roulant

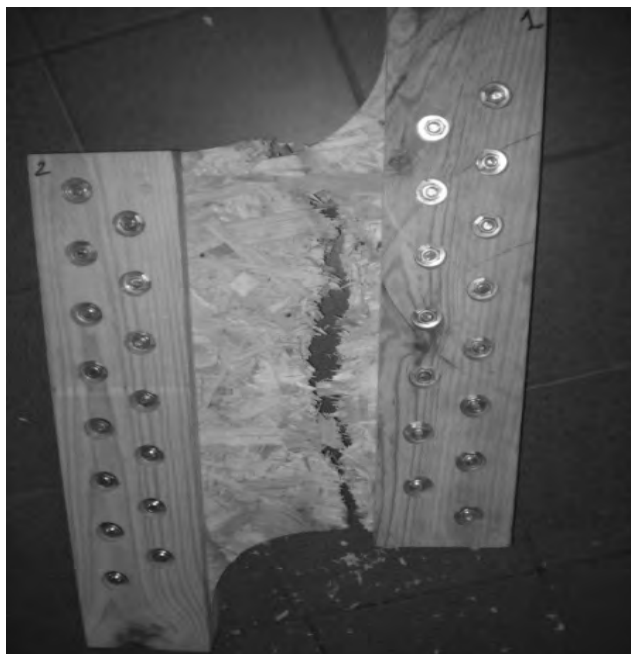


Figure 16 : Exemple de rupture en cisaillement de voile

La disposition des lamelles n'a pas d'influence significative sur le comportement mécanique en cisaillement roulant, c'est-à-dire pour une utilisation des panneaux en plancher. En revanche, concernant le cisaillement de voile, c'est-à-dire pour une utilisation en contreventement par exemple, la disposition des couches externes des lamelles des panneaux suivant une direction perpendiculaire à l'effort engendré est ainsi recommandée. Pour le cisaillement roulant, il apparaît que les éprouvettes humides résistent mieux à la rupture que les éprouvettes sèches. Cette constatation semble inverse pour le cas du cisaillement de voile durant lequel il est préférable de privilégier une utilisation en milieu ambiant.

Par ailleurs, la variabilité de la réponse mécanique de l'OSB est un fait expérimental connu et accepté aujourd'hui comme une caractéristique de ce matériau. L'influence de cette variabilité sur la fiabilité des structures impose inévitablement d'en tenir compte dans les calculs du dimensionnement et lors de la conception des pièces réalisées avec ce matériau et il convient d'intégrer ce paramètre lors de l'élaboration de modèles de prédictions du comportement. Ainsi les méthodes statistiques et les modèles probabilistes de plus en plus développés sont à utiliser pour analyser des résultats expérimentaux et étudier leur variabilité.

Les valeurs optimales mesurées expérimentalement qui correspondent à un état hydrique de 9% restent discutables dans la mesure où d'une part elles sont en accord avec celles rapportées par des études antérieures sur l'OSB effectuées dans les mêmes conditions et d'autre part contredisent d'autres travaux rapportés par la littérature. Ce constat discutable nécessite par conséquent des confirmations. Ainsi des états intermédiaires entre une humidité ambiante de 9% et un état saturé sont à continuer et à intensifier afin d'accéder à la nature réelle du profil de la variation de la contrainte de cisaillement en fonction de l'augmentation du taux de l'humidité et de modéliser ce comportement.

Enfin il reste important de noter qu'il serait intéressant d'arriver à créer pour la nomenclature des panneaux OSB un chapitre

dans les Eurocodes pour la mise en place de normes réglementaires rigoureuses propres à ce type de matériau composite lamellaire dont l'augmentation de l'utilisation dans de nombreux pays est de plus en plus remarquée grâce à la démocratisation des constructions en bois. Il serait intéressant de savoir si les panneaux OSB qui sont actuellement utilisés en tant qu'enveloppe du bâtiment et non en structure porteuse pourraient devenir l'élément porteur et de contreventement de ce type de construction. Si tel serait le cas, les enjeux économique et écologique dans le futur seraient importants dans la mesure où une telle situation engendrerait une diminution des prix des constructions et par conséquent une augmentation de la demande serait alors prévisible.

REMERCIEMENTS

Tout le personnel scientifique et technique de l'Unité Sciences du Bois et des biopolymères USB2, nouvellement rebaptisée GCE/I2M de l'Université Bordeaux 1 (France) où les essais ont été effectués est à remercier, et particulièrement les stagiaires A. Roudier et Q. Beaufreton pour leur aide, leur enthousiasme, leur dynamisme et leur précieuse contribution au cours de la conduite des investigations. Cette contribution est le fruit d'une action de coopération sur un vaste programme de coopération de recherches sur le bois et ses dérivés entre Le Laboratoire d'Ingénierie et de mécanique du département Génie Civil et Environnement de l'Université Bordeaux 1 (France) et l'équipe de Mécanique des Matériaux du Laboratoire de Génie Civil du Département Génie Civil de l'Université Badji Mokhtar Annaba.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] N. Abdallah « *Etude de la faisabilité d'un bois lamellé-collé à partir d'essence Algérienne* », mémoire de Magister, Département de Génie Civil, Université de Guelma (Algérie), (2011).
- [2] A. Ashraf & S. Noboru "Veneer strand flanged I-beam with MDF or particleboard as web material III: effect of strand density and preparation method on the basic properties", Journal of wood science, 51, 5, pp. 492-497, (2005).
- [3] A. Ashraf & S. Noboru "Veneer strand flanged I-beam with MDF or particleboard as web material IV: effect of web material types and flange density on the basic properties" Journal of wood science, 52, pp.167-172, (2006).
- [4] P. Racher, J.F. Bocquet & A. Bouchair "Effect of web stiffness on the bending behavior of timber composite I-beams", materials and design, 28, pp.844-849, (2007).
- [5] A. Roudier, Etude du comportement en cisaillement des panneaux OSB (ames des poutres en I) : effet du vieillissement accéléré et de la teneur en eau » Rapport de stage de 3^e année, unité science du bois et des biopolymères, Ecole supérieure du bois de Nantes, 2008.
- [6] W. Thomas, Planar shear moduli of rigidity of an oriented strand board from bending and shear tests Materials and Structures, 37, 480-484, 2004.
- [7] L. Le Mangourou, F. Bos & F. Rouger, Identification de lois de comportement élastique et viscoélastique par mesure de champs, Méc. & Ind., 4, 673-677, 2003.

- [8] A. Ashraf & S. Noboru, Veneer strand flanged I-beam with MDF or particleboard as web material IV: effect of web material types and flange density on the basic properties" J. of wood sci., 52, 167-172, 2006.
- [9] P. Racher, J.F. Bocquet & A. Bouchair, Effect of web stiffness on the bending behavior of timber composite I-beams, Materials and Design, 28, 844-849.
- [10] R.J.H. Thompson, M.P. Ansell, P.W. Bonfield & J.M. Dinwoodie, Fatigue in wood-based panels. Part 1: the strength variability and fatigue performance of OSB, chipboard and mdf" Wood science and technology, 36, 255-269, 2002.
- [11] R.J.H. Thompson, M.P. Ansell, P.W. Bonfield & J.M. Dinwoodie, "Fatigue in wood-based panels. Part 2: proper. changes during fatigue cycling of OSB, chipboard and mdf" Wood sci. and techn., 39, 311-325, 2005
- [12] T.R.C. Wilson, "Strength moisture relations for wood", Tech. Bull. 282, Washington, DC : U.S. Department of agriculture, (1932).
- [13] M. Chaplain & A. Roudier, « Effet de la teneur en eau et du vieillissement accéléré sur les résistances au cisaillement des panneaux OSB » AUGC, pages 1-14, 02/19, (2009).
- [14] D.W. Green & D.E. Kretschmann, "Moisture content and the properties of clear southern pine" Research paper, FPL-RP-531. Madison, WI: U.S. Department of agriculture, Forest service, Products laboratory, (1999).
- [15] P. Navi & F. Heger, « Comportement thermo-hydromécanique du bois, applications techniques et sans structures » presses polytechniques et universitaires romandes, CH-1015 Lausanne, Suisse, (2005).
- [16] D.E. Kretschmann & D.W. Green, "Moisture content-specific gravity relationships for clear southern pine", proceedings of the international wood engineering conference, New Orleans, LA. Baton Rouge, LA. Louisiana, State University, vol. 2, pp. 536-542, (1996).
- [17] L. Benabou & G. Duchanois, "Modeling of the hygroelastic behavior of a wood-based composite for construction", composites science and technology, 67, 1, pp.45-53, (2007).
- [18] Q. Beaufreton & S. Guegueniat, « Etude du cisaillement dans les panneaux OSB », rapport de travail d'étude et de recherche, US2B, Bordeaux, France, (2009).
- [19] A. Remadnia, B. Redjel & M. Chaplain, "Influence of the environmental effect on the rolling shear behavior of wooden panels of oriented strand boards (OSB)", first international conference on innovative materials and techniques CIMT 2012, November 12-15, Hammamet, Tunisia (2012).
- [20] A. Remadnia, B. Redjel, M. Chapelain, Comportement expérimental aux cisaillements roulant et de voile de panneaux en bois à lamelles orientées (OSB) conditionnés sous différents environnements, Synthèse, Revue des Sciences et de la Technologie, éditée par l'Université Badji Mokhtar d'Annaba, Algérie, N° 33, Octobre (2016), pp. 135-152.
- [21] Norme Européenne NF B 51-012 : « Bois – Essai de cisaillement », Norme AFNOR, 1942.
- [22] A. Remadnia, 2010, « Etude de l'influence de la rhéologie sur les propriétés mécaniques des panneaux OSB en bois, en particulier le cisaillement », rapport de stage, Unité Sciences du Bois et des Biopolymères, Institut I2M (GCE), Université Bordeaux1, France, 31p.
- [23] Norme Européenne NF EN 300 « Panneaux de lamelles minces, longues et orientées (OSB) – Définition, classification et exigences » Norme AFNOR, 1997.
- [24] Q. Wu, O. Suchsland, 1997, Effect of moisture on the flexural properties of commercial oriented strand boards, Wood and Fiber Science, 29 (1), 47-57.
- [25] D. Guitard, 1987, « Mécanique du bois et composites », Paris : Cépaduès, France.
- [26] D. Djeghader & B. Redjel, "Fatigue resistance of randomly oriented short glass fiber reinforced polyester composite materials immersed in natural seawater environment", Mechanics & Industry, Vol.18, N°6, 604, 2017.

INFLUENCE DES PARAMÈTRES DES DISCONTINUITÉS SUR LA STABILITÉ DES TALUS ROCHEUX FRACTURÉS

INFLUENCES OF DISCONTINUITY PARAMETERS ON THE STABILITY OF FRACTURED ROCKY SLOPES

Hakim AHMAR, Gabriel ASSAF

École de technologie supérieure, Département de génie de la construction, H3C 1K3
Montréal, Québec, Canada

LISTE DES SIGLES ET SYMBOLES

Abréviation	Désignation
UDEC	Universel Distinct Elément Code
FS	Facteur de sécurité
Φ_{RI}	Angle de frottement de la roche intacte
Φ_d	Angle de frottement des discontinuités
Φ_F	Angle de frottement de la faille
C_{RI}	Cohésion de la roche intacte
C_d	Cohésion des discontinuités
Ψ_T	Pendage du talus
Ψ_d	Pendage des discontinuités
Ψ_F	Pendage de la faille
K_n	Raideur normale des discontinuités
K_s	Raideur tangentielle des discontinuités
ρ	Masse volumique du massif rocheux
H_T	Hauteur du talus
(ν)	Coefficient de Poisson du massif rocheux

1. INTRODUCTION

Le comportement des massifs rocheux est fortement lié aux discontinuités qui le traversent. La stabilité des talus excavés dans ces massifs est largement conditionnée par les caractéristiques des discontinuités. Soit géométriques (hauteur, orientation, espacement, etc.) soit mécaniques (raideurs normale et tangentielle, angle de frottement, cohésion, etc.) [1,2].

Les caractéristiques de ces discontinuités et la résistance au cisaillement sont les principaux facteurs qui déterminent la stabilité des pentes rocheuses [3,4]. La diminution de cette résistance au cisaillement due à la présence de ces discontinuités peut engendrer une rupture de ces pentes. Une étude visant à déterminer la stabilité et le mécanisme de rupture probable est nécessaire pour éviter toute défaillance à l'avenir [5,6].

La rupture de ces pentes a eu lieu généralement par déboîtement des blocs rocheux et par glissement le long des discontinuités existantes [7]. Pour réduire le nombre de blocs instables et assurer ainsi la stabilité du talus, une des solutions possibles consiste à mettre en place un renforcement par boulonnage. C'est une technique largement utilisée parce qu'elle est à la fois efficace, peu coûteuse, peu encombrante et d'une mise en œuvre aisée. Son rôle est d'empêcher la chute ou le glissement

des blocs isolés et éventuellement d'éviter la progression de l'instabilité en rendant stable des blocs clés [8].

De nombreux outils sont disponibles pour évaluer la stabilité de pentes à savoir : analyse de l'équilibre limite, analyse par éléments finis, analyse par différences finies et méthode des éléments distincts [9,10]. En raison de la présence de discontinuité la modélisation par la méthode des éléments distincts s'avère l'outil le plus approprié pour modéliser les masses rocheuses fracturées [11, 12, 13,14].

L'objectif de cet article est de quantifier l'influence des paramètres des discontinuités sur la stabilité des talus rocheux fracturés, déterminer le paramètre le plus déterminant dans cette stabilité et de montrer l'effet de la prise en compte d'un dispositif de renforcement par boulonnage sur la stabilité des pentes. L'influence sur la stabilité globale du talus d'un élément de renforcement en fonction de sa longueur, sa position et on inclinaison est encore étudié.

Les analyses ont été effectuées en utilisant le logiciel UDEC (Universal Distinct Element Code) de la société ITASCA, version 06 [15].

2. MÉTHODOLOGIE

2.1. Présentation de la méthode des éléments distincts

La méthode des éléments distincts développée par Cundall [16,17] est utilisée pour résoudre des problèmes liés aux milieux discontinus [18]. Elle se distingue par trois caractéristiques [19] :

- Le massif rocheux fracturé est représenté sous la forme d'un milieu discontinu, constitué par un assemblage de blocs qui interagissent par contact de leurs angles et de leurs côtés ;
- Les discontinuités sont considérées comme des interactions entre blocs ; leur comportement est régi par des lois liant forces et déplacements au niveau des contacts entre blocs ;
- Le temps intervient de manière explicite dans la résolution des équations de mouvement. On peut ainsi simuler des comportements non linéaires de la roche et des discontinuités et traiter des problèmes dynamiques (séismes, explosions).

La méthode des éléments distincts s'attache à représenter le comportement des milieux discrets allant des milieux faiblement fracturés (méthode des dièdres) à ceux fortement fracturés, presque continus. Les assemblages de blocs qui peuvent être modélisés sous forme rigide ou déformable interagissent au travers de joints, représentés par des contacts. La méthode permet de prendre en compte les grands déplacements, les rotations

et les instabilités à un stade avancé. Des contacts peuvent donc s'ouvrir puis disparaître et d'autres apparaître. Un algorithme de reconnaissance automatique des contacts doit être intégré et relancé à chaque incrément cinématique [20].

2.2. Présentation du cas d'étude

2.2.1. Géométrie et caractéristiques du sol

La **figure 1** illustre le cas traité dans ce travail qui est constitué d'un problème type de pente excavée dans un massif rocheux. Le modèle utilisé est d'une hauteur de 92.5 m et d'un pendage de 56 °. Il comporte une famille de discontinuité d'un pendage Ψ_d et un angle de frottement Φ_d avec un espacement de 10 m. Le massif est aussi recoupé par une faille d'un pendage de 35.85 °. Comme il ne sera soumis qu'aux efforts de la gravité, la partie inférieure du modèle est considérée fixe, par conséquent le bloc du bas ne se déplacera pas et ne tombera pas sous l'effet de la gravité.

Les caractéristiques du massif rocheux utilisées dans les simulations sont fournies dans le **tableau 1** ci-dessous.

2.2.2. Validation du modèle

Les limites du modèle sont sélectionnées selon des considérations typiques de dimensionnement de modèles. La hauteur de la base du modèle est plus élevée que la moitié de la hauteur de la projection de la pente selon la verticale (H). De plus, la longueur à l'arrière du sommet de la pente est plus élevée que la longueur de la projection de la pente selon l'horizontale (W) [21]. Selon la **figure 1**, la hauteur de la projection de la pente selon la verticale (H) est 92.5 mètres alors que la hauteur déterminée de la base est d'environ de 50 mètres. De plus, la longueur de la projection de la pente selon l'horizontale (W) est de 61 mètres tandis que la longueur déterminée à l'arrière du sommet de la pente est d'environ 74 mètres. La largeur globale du modèle d'environ 155 mètres.

L'imprécision et l'incertitude attachées à certaines données ont incité à en apprécier l'influence au moyen d'une étude paramétrique, prenant en compte le caractère aléatoire des caractéristiques géométriques et mécaniques des discontinuités.

Afin de saisir l'influence de certains paramètres des joints sur la stabilité du talus ; des simulations ont été entreprises dans lesquelles ses propriétés sont modifiées.

La méthode de réduction de la résistance implantée dans le logiciel UDEC est utilisée pour calculer le facteur de sécurité et les déplacements des blocs constituant le talus.

Tableau 1 : Propriétés du massif rocheux (Roche intacte + Discontinuités)

	$\Phi(^{\circ})$	C(KPa)	ρ (Kg/m ³)	(v)	K_n (MPa)	K_s (MPa)	$\Psi(^{\circ})$
Roche intacte	30	140	2700	0.3	-	-	-
Discontinuités	-	-	-	-	10^5	10^5	60
Faille	80	-	-		10^5	10^5	35.85

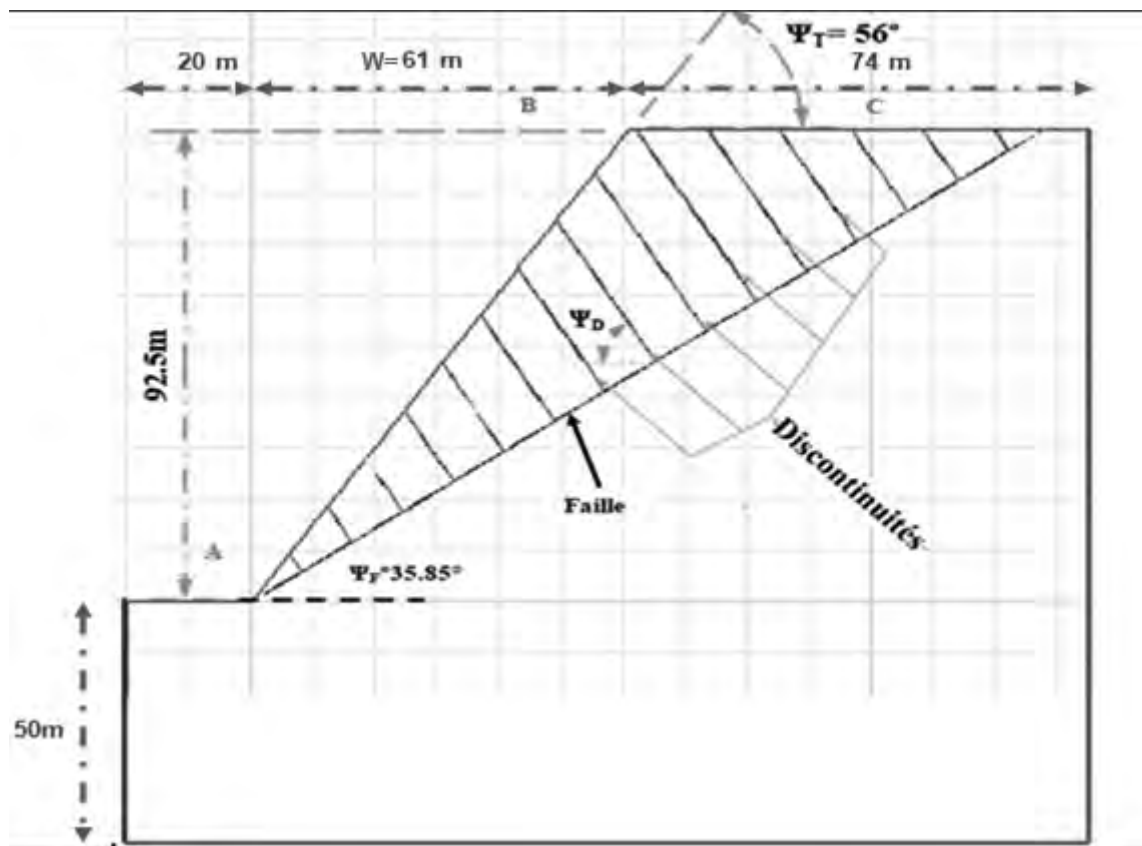


Figure 1 : Modèle utilisé dans les calculs

3. RÉSULTATS ET DISCUSSION

3.1. Influence de l'angle de frottement

Dans cette section, l'influence de l'angle de frottement des discontinuités sur le déplacement des blocs formant le talus est étudiée. Les différents résultats sont illustrés à la *figure 2* ci-dessous. Il ressort de cette figure que lorsque l'angle de frottement des discontinuités est inférieur à l'angle de frottement de la roche

intacte ($\Phi_{RI}=30^\circ$), le déplacement diminue linéairement avec l'augmentation de l'angle de frottement des discontinuités. Il ressort également que lorsque l'angle de frottement des discontinuités est supérieur à l'angle de frottement de la roche intacte, l'ampleur de la diminution du déplacement diminue progressivement jusqu'à ce que l'angle de frottement des discontinuités soit presque égal à 1.3 fois l'angle de frottement de la roche intacte. Après cette valeur, le déplacement demeure inchangé et tend vers des valeurs nulles.

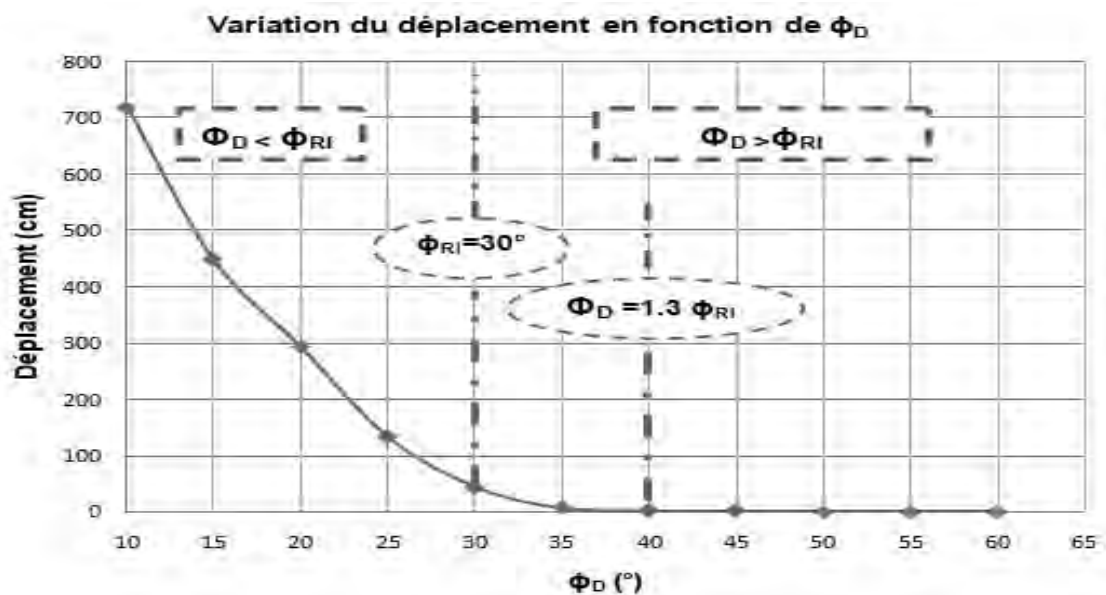


Figure 2 : Variation du déplacement selon l'angle de frottement des diaclases

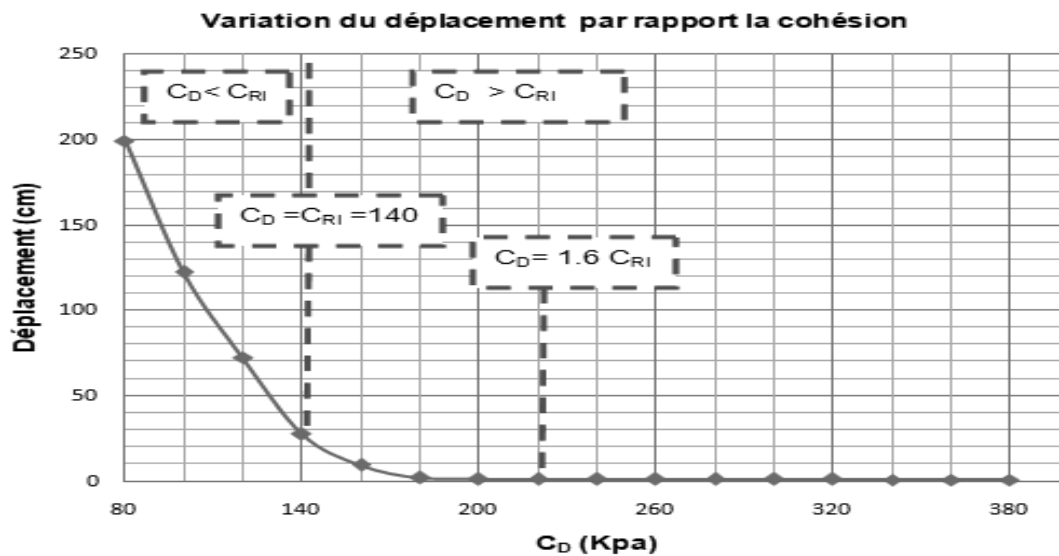


Figure 3 : Influence de la cohésion des diaclases sur le déplacement

3.2. Influence de la cohésion

Les résultats d'une étude de sensibilité sur la cohésion sont compilés dans la **figure 3** ci-dessous. Il ressort de cette figure que le déplacement diminue avec l'augmentation de la cohésion. Il ressort également que lorsque la cohésion des discontinuités est inférieure à la cohésion de la roche intacte ($C_{RI} = 140$ KPa), le déplacement diminue linéairement avec l'augmentation de la cohésion des discontinuités. En revanche lorsque la cohésion de la discontinuité est supérieure à la cohésion de la roche intacte, le taux de la diminution du déplacement diminue progressivement jusqu'à ce que la cohésion de la discontinuité soit presque égale à 1.6 fois la cohésion de la roche intacte. À partir de ce point, le déplacement reste constant et tends vers des valeurs faibles.

3.3. Influence du pendage

Le but de cette partie est d'étudier l'influence du pendage des discontinuités sur le déplacement des blocs constituant le talus rocheux fracturé. La **figure 4** ci-dessous présente l'allure de déplacement des blocs en fonction du pendage des discontinuités. Il est à noter que le pendage du talus est d'environ 56° .

Le déplacement minimum est observé à des valeurs du pendage des discontinuités proches de celle du pendage du talus rocheux, à savoir 56° . En effet au fur et à mesure qu'on s'éloigne de cette valeur, deux cas peuvent se présenter : soit, le pendage des discontinuités est inférieur au pendage du talus, dans ce cas, le déplacement diminue avec l'augmentation de ce premier ou bien le pendage du talus est supérieur au pendage des

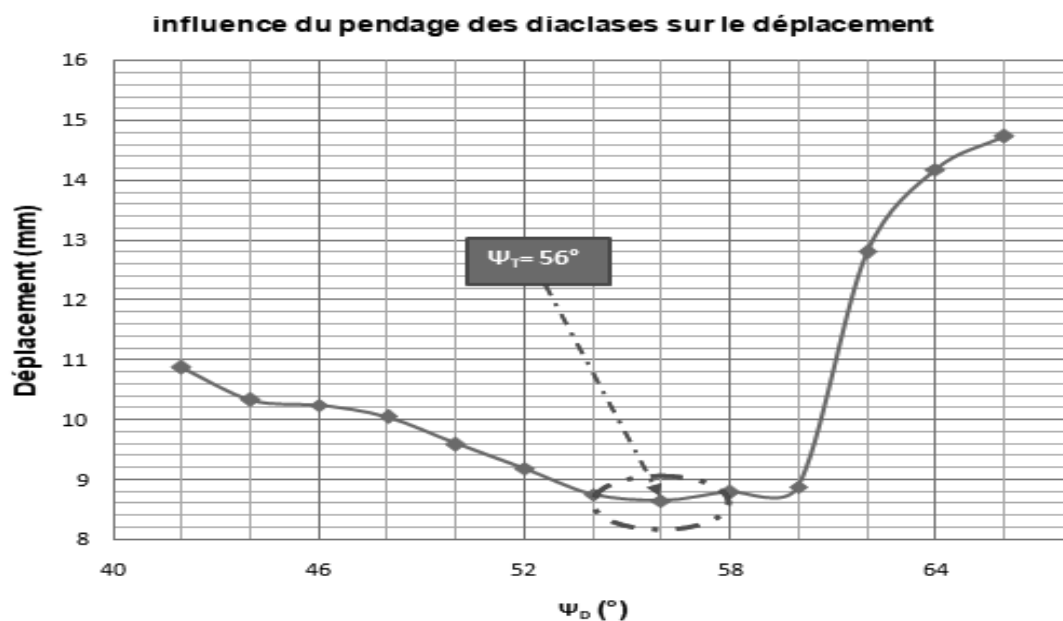


Figure 4 : Variation du déplacement en fonction du pendage des discontinuités

Tableau 2 : Les niveaux orthogonaux et les valeurs des paramètres

Niveau orthogonal	A(m)	B (°)	C (KPA)	D (°)	E (GPA/m)
1	6	30	40	20	100
2	8	40	80	30	106
3	10	50	120	40	111
4	12	60	160	50	116

discontinuités, dans ce cas-ci, le déplacement augmente avec l'augmentation de ce dernier.

3.4. Étude de sensibilité

L'influence des paramètres des discontinuités sur la stabilité du talus rocheux n'est pas le même. Par conséquent, il est nécessaire de déterminer le paramètre le plus déterminant et l'apport de chaque paramètre à cette stabilité. À cet effet l'influence de cinq paramètres est étudiée, à savoir : l'espacement (A) ; le

pendage (B), la cohésion (C), l'angle de frottement (D) et la rigidité (E)). L'expérience orthogonale a été utilisée pour cette étude. Quatre niveaux et cinq paramètres ont été utilisés comme illustré au tableau 2 ci-dessus.

Basé sur la simulation numérique, le déplacement peut être obtenu en vertu des différentes combinaisons de ces divers facteurs et les résultats sont illustrés aux figures 5 et 6 ci-dessous. Il ressort de la **figure 5** que la pente est plus stable (déplacement minimum) sous la combinaison A2B2C4D4E2, et moins stable (déplacement maximum) sous la combinaison A3B4C2D1E3. II

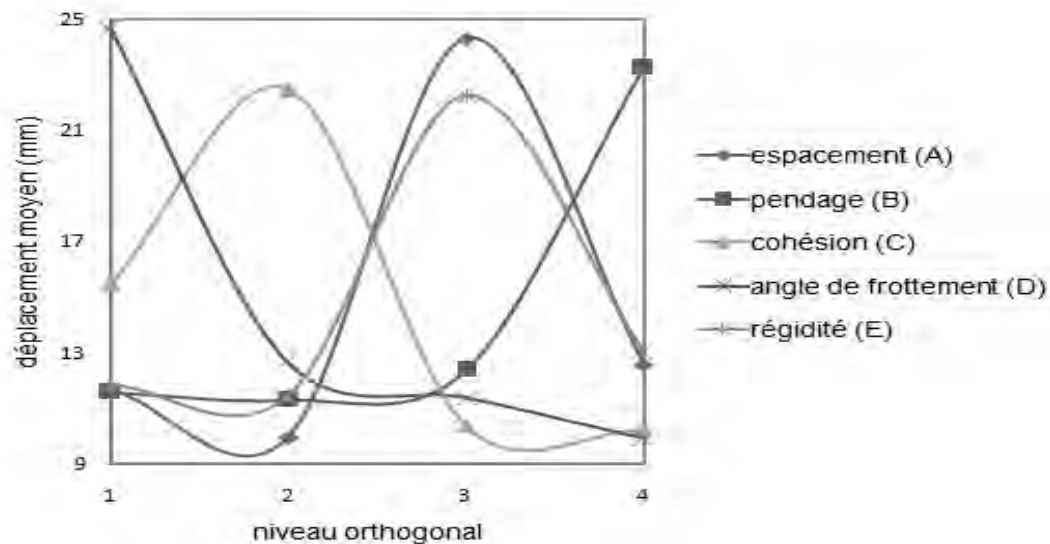


Figure 5 : Valeurs moyennes des paramètres

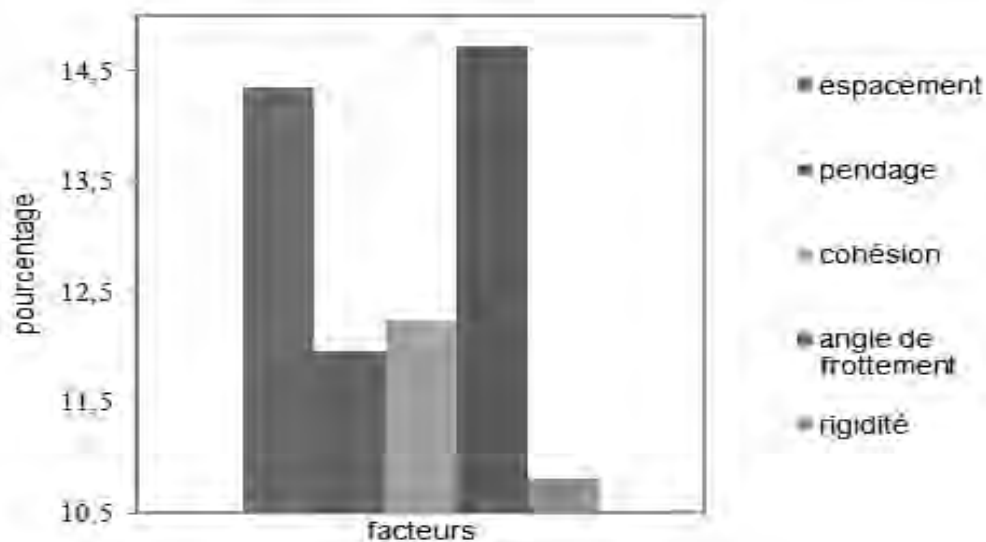


Figure 6 : Gammes des paramètres

ressort également de la figure 6 que l'angle de frottement (D) est le facteur le plus influant sur la stabilité du talus rocheux suivi des paramètres de l'espacement, du pendage, de la cohésion et enfin de la rigidité.

Cette étude est importante, car elle permet d'identifier les paramètres qui influencent le plus la stabilité du talus, et qui nécessitent une attention particulière afin de les améliorer pour mieux stabiliser la pente en question.

3.5. Détermination du schéma de renforcement optimal

Cette section d'analyse fait également ressortir l'importance du renforcement par des barres d'ancrages dans la stabilisation des talus rocheux fracturés. Des simulations ont été effectuées sur le modèle illustré à la *figure 7* ci-dessous, dont le renforcement est assuré par 22 rangs de barres d'ancrage, en faisant varier leur position le long de la pente, leur longueur et leur inclinaison.

Les caractéristiques retenues des clous (représentés par les éléments-barres) et des parois constituées de béton projeté et de treillis d'armature (représentées par des éléments poutre) sont fournies dans le tableau 3 ci-dessous.

3.5.1. Comparaison des deux cas : avec ancrage et sans ancrage

Une comparaison entre deux cas différents a été réalisée. Dans un cas, le talus est sans renforcement et dans l'autre, les barres d'ancrages de renforcement ont été posées le long de la partie amont du talus. Dans le premier cas le talus est instable comme indiqué dans la *figure 8* (FS= 0.81), cependant dans le deuxième cas le talus est rendu stable avec un facteur de sécurité de 1.06 comme illustré à la *figure 9*. Il ressort de ces deux figures que l'utilisation des barres d'ancrages a permis d'augmenter le facteur de sécurité de 31% et par conséquent, d'améliorer la stabilité du talus rocheux.

Tableau 3 : Caractéristiques des clous

Paramètre	Valeur
Densité (Kg/m³)	8400
Module d'Young (MPa)	2.1 e ⁵
Rigidité de l'adhérence (N/m²)	1.5 e ¹⁰
Résistance de l'adhérence (N/m)	8 e ⁵
Tensile (N)	1 e ¹⁰

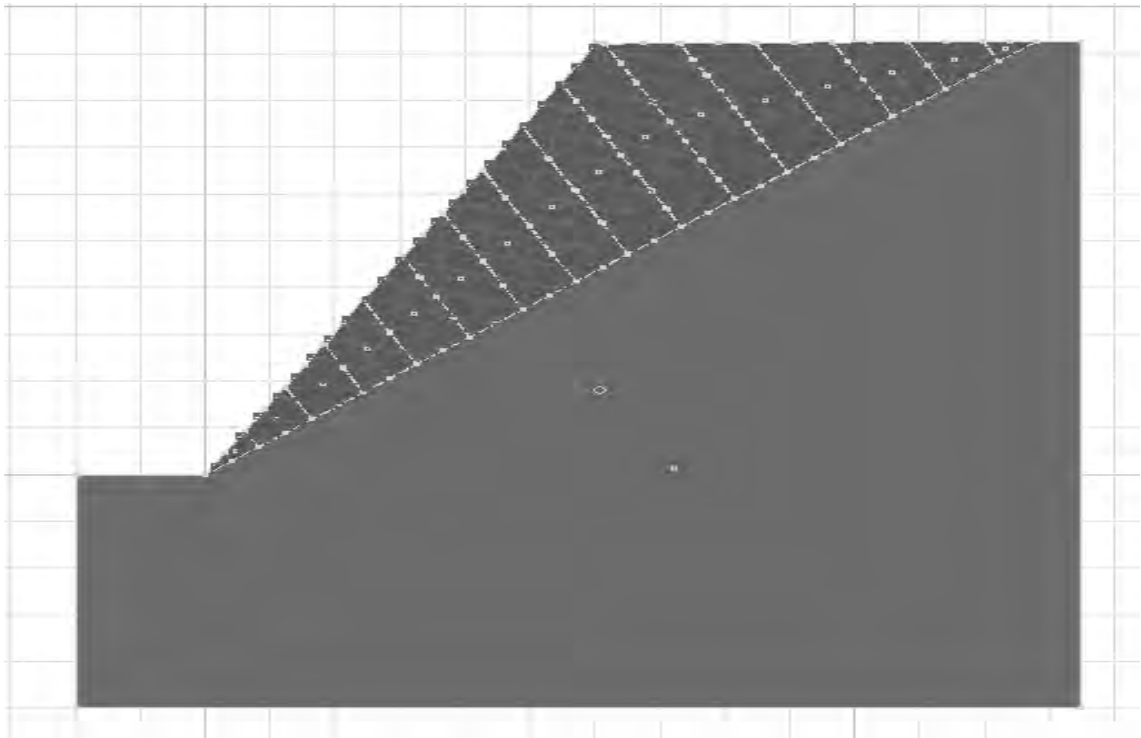


Figure 7 : Renforcement du talus avec les barres d'ancrages

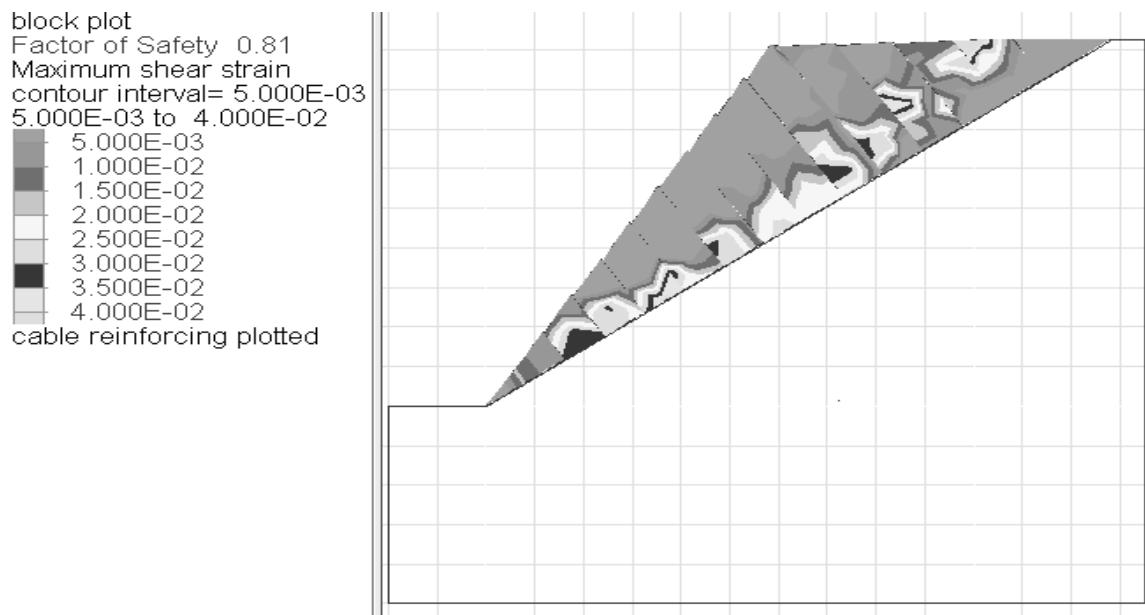


Figure 8 : Détermination du facteur de sécurité sans ancrage

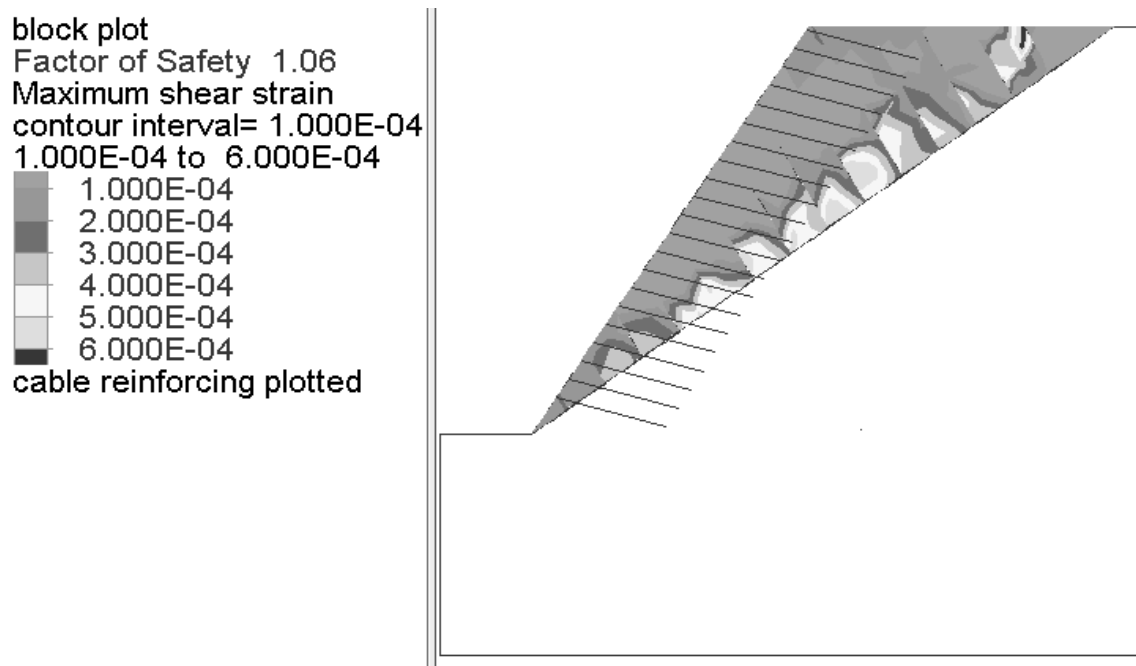


Figure 9 : Détermination du facteur de sécurité avec ancrage

3.5.2. Paramètres influençant l'optimisation du schéma de boulonnage

3.5.2.1. Influence de la position des barres

Afin de savoir la partie du talus qui nécessite davantage de renforcement à l'ordre de barres d'ancrage, la variation de la charge axiale dans ces barres en fonction de leur position a été étudiée et les résultats obtenus sont illustrés à la **figure 10** ci-dessous. Il ressort de cette figure que les barres de renforcement situées dans la partie centrale du talus sont celles qui contribuent le plus à sa stabilité. C'est le long de ces barres que se développent les plus efforts de traction.

L'ancrage le plus proche de la crête est peu sollicité et ne contribue que faiblement à la stabilité du talus.

En revanche, l'ancrage le plus proche du pied du talus n'a aucune importance et peut être enlevé étant donné que les charges enregistrées dans ces barres sont presque nulles. Ceci est bel et bien vérifiée lorsque le facteur de sécurité en se limitant aux barres de renforcement situées au centre du talus comme illustrée à la **figure 11** ci-dessous, a été calculé, en effet le facteur de sécurité s'est amélioré de presque 3%.

Ceci a permis en plus d'obtenir un coefficient de sécurité élevé, de minimiser des coûts matériels.

Cycle 41367
Time 2.153E+01 sec
block plot
Cable ID Numbers
Shear Force on Structure
Type # Max. Value
cable 1 -1.554E+00
cable 2 -2.380E+00
cable 3 -2.977E+00
cable 4 3.541E+00
cable 5 -2.268E+00
cable 6 4.317E+00
cable 7 2.175E+00
cable 8 -4.127E+00
cable 9 4.010E+00
cable 10 -4.263E+00
cable 11 -4.002E+00
cable 12 -4.715E+00
cable 13 -5.272E-05
cable 14 -4.500E-05
cable 15 3.246E-05
cable 16 3.577E-05
cable 17 -2.747E-05
cable 18 -3.690E-05
cable 19 -1.361E-05
cable 20 -1.096E-05
cable 21 1.190E-06

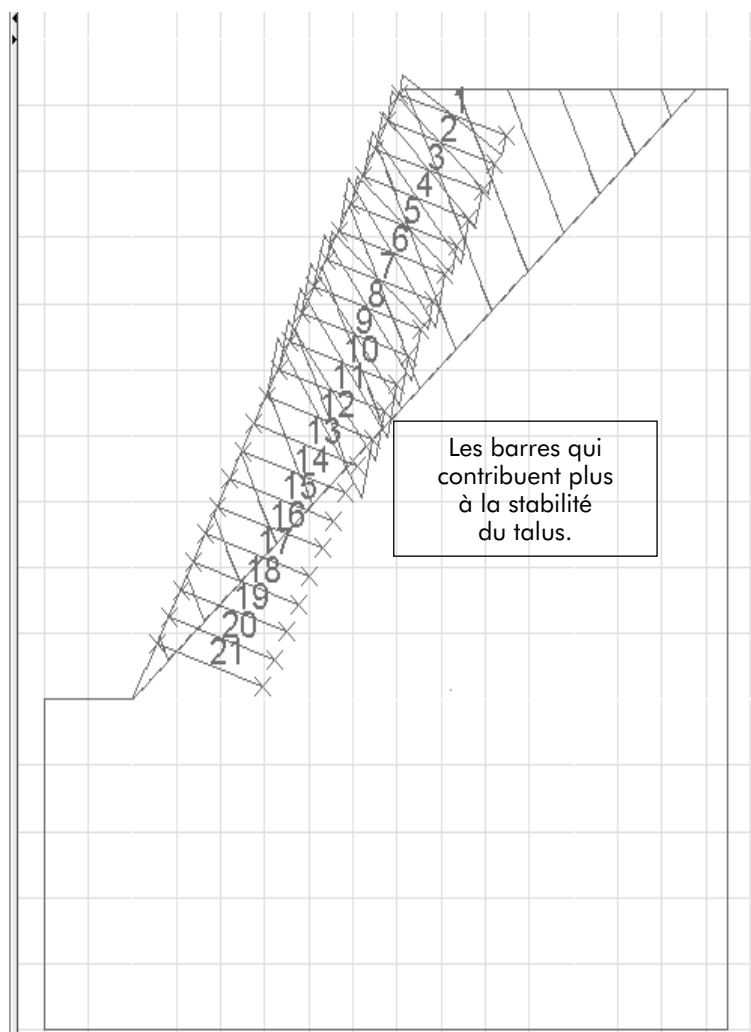


Figure 10 : Variation de la charge axiale selon le numéro de la barre

3.5.2.2. Influence de l'inclinaison et la longueur des barres

Soit α l'angle que fait la barre avec le plan horizontal. Cet angle a une influence sur le comportement de la barre et par la suite, sur la stabilité du talus. Pour cela, la variation du facteur de sécurité en fonction de cet angle pour trois longueurs différentes ($L=16$ m, $L=20$ m et $L=25$ m) a été étudiée. L'objectif est de déterminer l'inclinaison optimale ainsi que la variation du facteur de sécurité en fonction de la longueur de la barre. Les différents résultats sont enregistrés dans la *figure 12* ci-après. Il ressort de la *figure 12* que l'inclinaison des renforts par rapport à l'horizontale a une influence sur la stabilité des talus. L'angle α égal à 15° s'avère être l'inclinaison optimale, au sens où elle conduit aux valeurs du facteur de sécurité les plus élevées quelle que soit la valeur de la longueur de la barre utilisée dans le renforcement. Il ressort également que plus la longueur de la barre est élevée, plus la stabilité du talus est importante.

4. CONCLUSION

La stabilité des talus rocheux fracturés est principalement influencée par les caractéristiques comme l'angle de frottement, la

cohésion et le pendage des discontinuités qui les traversent. Une étude de sensibilité sur ces paramètres permettrait de déterminer les paramètres sur lesquels les efforts devraient être concentrés. Généralement la rupture des talus rocheux intervient au niveau des discontinuités préexistantes, la méthode de renforcement par boulonnages permet de limiter le déplacement des blocs constituant le talus et conserve à la discontinuité sa résistance maximale.

Quoique la validation de ce logiciel n'ait pas été réalisée sur un cas réel où on pourrait prévoir et suivre l'évolution des déformations et des contraintes, l'exemple traité ci-dessus montre les potentialités de ce logiciel dans ce domaine.

5. RÉFÉRENCES

- [1] P. ALFONSI, J.L. DURVILLE et X. RACHEZ. Quelques applications de la méthode des éléments distincts en mécanique des roches. Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, France (1998) pp. 31-43.
- [2] R. BHASIN and A. M. KAYNIA. Static and dynamic Simulation of a 700-m high rock slope in Western Norway. Engineering Geology, Vol. 71, No. 3-4, (2004) pp. 213-226.

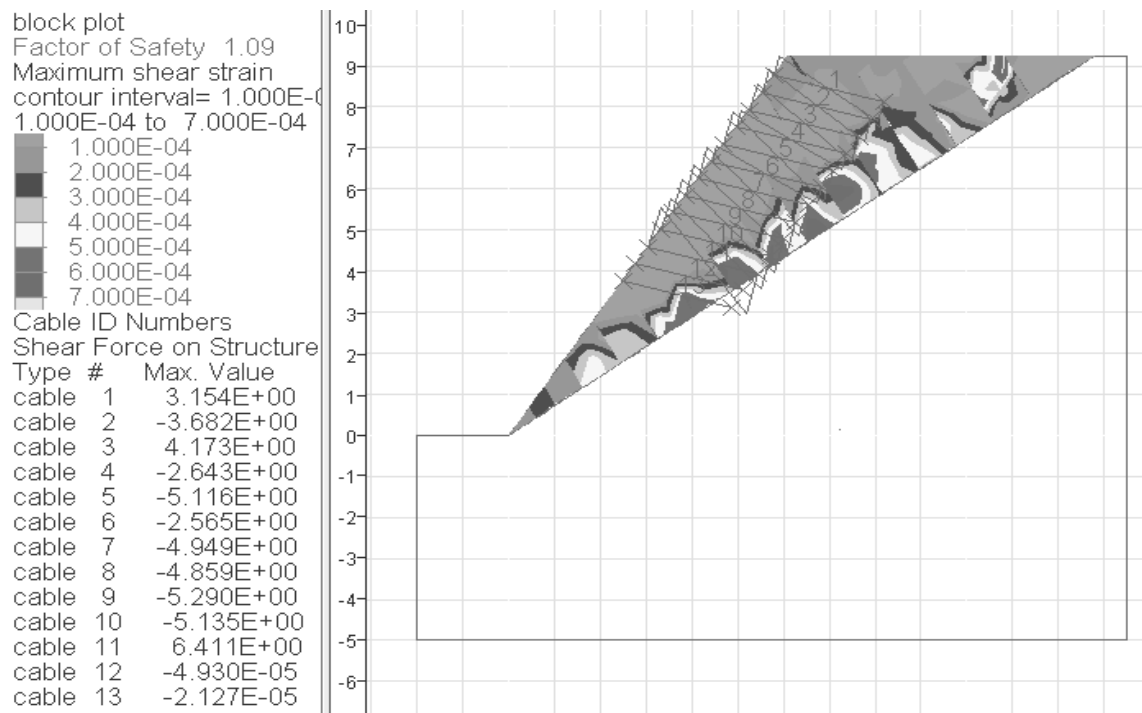


Figure 11 : Détermination du facteur de sécurité avec ancrage au centre du talus

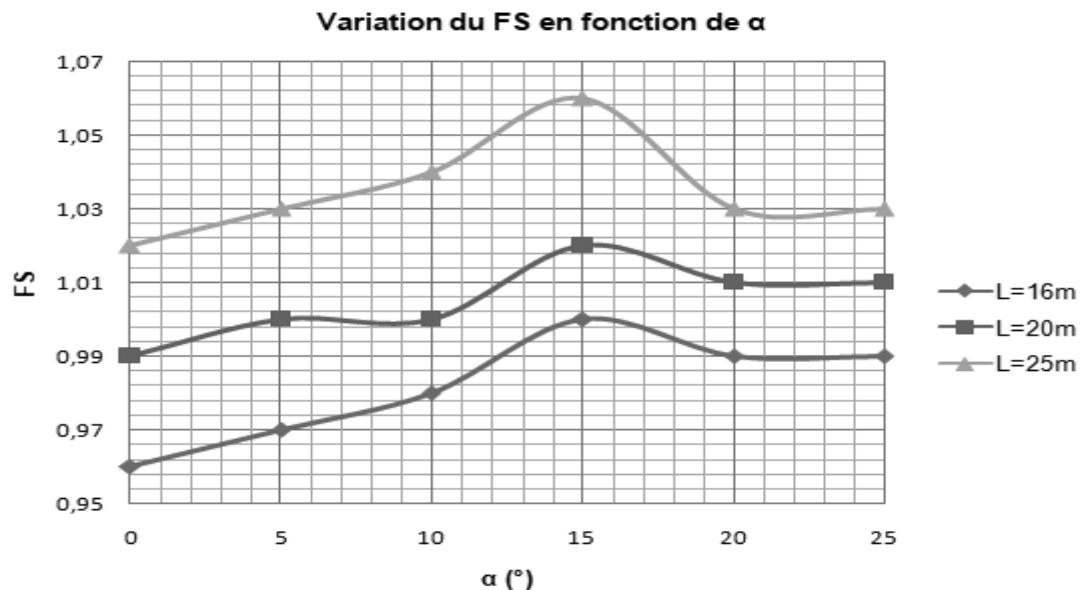


Figure 12 : Influence de l'inclinaison de la barre sur le facteur de sécurité

- [3] Y. LIN, D. ZHU, Q. DENG and Q. HE. Collapse Analysis of Jointed Rock Slope Based on UDEC Software and Practical Seismic Load. International Conference on Advances in Computational Modeling and Simulation, Vol. 31, (2012) pp. 441-416.
- [4] M. SOULEY and F. HOMAND. Stability of Jointed Rock Masses Evaluated by UDEC with an Extended Saeb-Amadei Constitutive Law. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 33, No.3, (1996) pp. 233-244.
- [5] T. N. SINGH, V. BHARDWAJ, L. DHONTA and K. SARKAR. Numerical analysis of instability of slope near Rudraprayag area. Journal of Engineering Geology, Vol. 34, No. 1-4, (2007) pp. 33-42.
- [6] A. KAINTHOLA, D. VERMA, S. S. GUPTE and T. N. SINGH. A coal mine dump stability analysis: A case Study. International Journal of Geomaterials, Vol.1, (2011) pp. 1-13.
- [7] K. SARKAR and T. N. SINGH. Evaluation of Instability Analysis of Slope: A Numerical Approach. Mining Engineering Journal, Vol. 8, No. 10, (2007) pp.11-31.
- [8] D. BERKANE. Modélisation sous RESOBLOK du boulonnage du talus aval de la déviation d'esquirolet (ax les thermes-France), Mémo. Master, École nationale supérieure des mines et métallurgie Annaba, Algérie (2016) 25p.

- [9] S. LARBI et M. MEGUEDDEM. Stabilité des talus rocheux renforcés par des inclusions résistant à la traction et à la compression. *Revue française de génie civil*, Vol.5, n° 5, France (2001) pp. 651-666.
- [10] D. VERMA, R. THAREJA, A. KAINTHOLA and T. N. SINGH. Evaluation of Open Pit Mine Slope Stability Analysis. *International Journal of Earth Sciences and Engineering*, Vol. 4, No. 4, (2011) pp. 590-600.
- [11] Y. LIN, D. ZHU, Q. DENG and Q. HE. Collapse Analysis of Jointed Rock Slope Based on UDEC Software and Practical Seismic Load. *International Conference on Advances in Computational Modeling and Simulation*. Vol. 31 (2012) pp 441-446.
- [12] M. SOULEY and F. HOMAND, "Stability of Jointed Rock Masses Evaluated by UDEC with an Extended Saeb-Amadei Constitutive Law," *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 33, No. 3, 1996, pp. 233-244.
- [13] R. BHASIN and K. HØEG, "Parametric Study for a Large Cavern in Jointed Rock Using a Distinct Element Model (UDEC-BB)," *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 35, No. 1, 1998, pp. 17-29.
- [14] X.B. ZHAO, J. ZHAO, J.G. CAI and A.M. HEFNY, "UDEC Modelling on Wave Propagation across Fractured Rock Masses," *Computers and Geotechnics*, Vol. 35, No. 1, 2008, pp. 97-104.
- [15] Société du groupe Itasca International. UDEC™ VERSION 6.0 Distinct- element Modeling of Jointed and Blocky Material in 2D <https://www.itascacg.com/software/udec>, (Septembre 2018).
- [16] P. A. CUNDALL. A computer model for simulating progressive large scale movements of blocky rock systems. *Proceedings of the symposium of the international society of rock mechanics*, Vol. 1, (1971) pages 132–150, 197.
- [17] H. KONIETZKY. Numerical Modelling of Discrete Materials in Geotechnical Engineering, Civil Engineering and Earth Sciences. Germany (2004) 436p.
- [18] H.P. CAO. Modélisation par éléments discrets rigides et/ou déformables des milieux granulaires et des troisièmes corps solides. Thèse doctorale, L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, France (2011) 183p.
- [19] X. RACHEZ. Les fondations au rocher de grands viaducs : l'apport de la méthode des éléments distincts. Thèse doctorale, École nationale des ponts et chaussées, Paris (1997) 241p.
- [20] F. MARTIN. Apport des lois d'endommagement continues pour la conception des ouvrages souterrains et la hiérarchisation des comportements rocheux. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan, Paris (2007) 127p.
- [21] L. LORIG and P.M. VARONA. Practical Slope-Stability Using Finite-Difference Codes. *Slope stability in surface mining*, (2001) pp 115-124.

UTILISATION DE LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS DISTINCTS POUR MONTRER L'INSUFFISANCE DE LA MÉTHODE D'ÉQUILIBRE LIMITE DANS L'ÉTUDE DE LA STABILITÉ DES TALUS ROCHEUX FRACTURÉS

USING THE DISTINCT ELEMENTS METHOD TO SHOW THE INADEQUACY OF THE LIMIT EQUILIBRIUM METHOD IN STUDYING THE STABILITY OF FRACTURED ROCKY SLOPES

Hakim AHMARI, Gabriel ASSAF

École de technologie supérieure, Département de génie de la construction, H3C 1K3
Montréal, Québec, Canada

LISTE DES SIGLES ET SYMBOLES

Abréviation	Désignation
UDEC	Universal Distinct Element Code
DEM	Discret Element Code
FS	Facteur de sécurité
τ	Contrainte tangentielle mobilisable sur la surface de rupture
σ_n	Contrainte normale appliquée sur la surface de rupture
Φ	Angle de frottement de la surface de rupture
C	Cohésion de la surface de rupture

Abréviation	Désignation
Φ_d	Angle de frottement des discontinuités
Φ_F	Angle de frottement de la faille
Ψ_T	Pendage du talus
Ψ_d	Pendage des discontinuités
Ψ_F	Pendage de la faille
K_n	Raideur normale des discontinuités
K_s	Raideur tangentielle des discontinuités
ρ	Masse volumique du massif rocheux
(ν)	Coefficient de Poisson du massif rocheux

INTRODUCTION

La majorité des analyses de stabilité de pentes rocheuses menées dans la pratique continuent à utiliser les méthodes traditionnelles d'équilibre limite qui n'ont pratiquement pas changé depuis des dizaines d'années [1]. Ces méthodes ne prennent pas en compte la déformabilité des joints et la des contraintes existantes dans les massifs rocheux. Elles ne peuvent pas identifier les mécanismes de déformation et de rupture complexe sur un plan géométrique, ni les phénomènes si importants de déformation et rupture progressive sur un plan mécanique [2]. Ces types d'erreurs peuvent mener à des résultats loin de la réalité en termes de champs des contraintes [3].

Étant donné que la stabilité des talus rocheux fracturés est principalement dictée par le comportement des discontinuités [4], ces méthodes classiques ne sont pas satisfaisantes dans un milieu rocheux dans lequel les surfaces de discontinuités, leur géométrie et leurs propriétés mécaniques jouent un rôle déterminant. Beaucoup de questions restent donc imparfaitement résolues. Les modèles de calculs utilisant la méthode des éléments distincts (DEM) peuvent être appliquées à une grande variété de mécanismes de rupture : glissement plan, glissement dièdre (les modèles 3D), effondrement rocheux, basculement, torsion de bloc, rupture de banc et des modes complexes constitués de plus d'un des modes précédents [3]. Par conséquent, ces méthodes de calcul sont des outils plus appropriés pour modéliser les masses rocheuses fracturées [3,5,6,7,8].

Afin de dégager les difficultés rencontrées et pour une meilleure connaissance et donc modélisation de la stabilité des talus rocheux fracturés, qui affecte la rupture prématurée d'un nombre substantiel de chaussées de par le monde, cette étude tente de confirmer l'hypothèse que les méthodes d'équilibres limite ne sont pas efficaces dans le calcul de stabilité des talus rocheux fissurés.

Les analyses ont été effectuées en utilisant le logiciel UDEC (Universal Distinct Element Code) de la société ITASCA, version 06 [9].

MÉTHODOLOGIE

Présentation de la méthode d'équilibre limite

Dans cette méthode, l'évaluation de la stabilité est basée sur l'analyse de l'équilibre limite de forces entrantes en jeu, soit les forces motrices et les forces résistantes.

Les forces motrices résultant du poids du volume rocheux susceptible de glisser, des pressions hydrauliques, et éventuellement de toutes les forces extérieures agissant sur le talus (forces de surcharges sur la crête du talus...). La rupture est alors supposée se réaliser au même moment sur toute la surface de rupture (pas de notion de rupture progressive) et que cette surface de rupture est connue à l'avance [2].

Les forces résistantes se développent dans le sens opposé du glissement et uniquement sur les surfaces de glissement. Elles sont calculées suivant le critère de rupture adopté. Le critère le plus souvent utilisé est celui de Mohr-Coulomb liant la contrainte normale et la contrainte tangentielle aux caractéristiques de la surface de glissement :

$$\tau = \sigma_n \cdot \tan(\phi) + C \quad (1)$$

Un facteur de sécurité est défini par le rapport :

$$FS = \Sigma \text{ forces résistantes} / \Sigma \text{ forces motrices} \quad (2)$$

Il en découle qu'un facteur de sécurité égal à l'unité indique l'équilibre limite, un facteur de sécurité inférieur à l'unité signifie une instabilité et un facteur de sécurité supérieur à l'unité indique la stabilité. Ce type d'analyse nécessite tout d'abord comme paramètres d'entrée, de l'information sur la géométrie de la pente, telle que son orientation, sa hauteur et sa largeur. Les données relatives aux différentes familles de discontinuités doivent ensuite être définies. Ces dernières consistent en l'orientation à la cohésion et l'angle de frottement qui leur sont associées. La densité de la roche doit également être posée.

Usuellement, l'analyse à l'équilibre limite est réalisée à partir des valeurs moyennes des différents paramètres d'entrée. Cette approche est dite déterministe. Il est toutefois possible de considérer la variabilité et l'incertitude des paramètres d'entrée par des analyses de sensibilité et des analyses probabilistes [10].

La procédure générale dans cette méthode peut être résumée comme suit [11] :

- Hypothèse de l'existence d'au moins une surface de glissement ;
- Analyse statique des contraintes normales et tangentielles sur les surfaces de glissements ;
- Calcul du facteur de sécurité FS ;
- Détermination de la surface de rupture critique donnant un facteur de sécurité FS minimum, parmi l'ensemble des surfaces de ruptures analysées.

Cette méthode est basée sur le modèle simple illustré à la **figure 1** ci-dessous, avec un bloc qui repose sur une surface qui fait un angle de frottement ϕ avec ce bloc. Une force W agit à la surface du bloc selon un angle θ par rapport à la verticale. La composante normale est donc $W \cdot \cos(\theta)$ et la composante tangentielle est $W \cdot \sin(\theta)$. La force résistante est donc $W \cdot \cos(\theta) \cdot \tan(\phi)$ et la force agissante est $W \cdot \sin(\theta)$. Par conséquent, le facteur de sécurité est :

$$\begin{aligned} FS &= \text{forces résistantes} / \text{forces motrices} \\ &= W \cdot \cos(\theta) \cdot \tan(\phi) / W \cdot \sin(\theta) \\ &= \tan(\phi) / \tan(\theta). \end{aligned}$$

Ou bien

$$\begin{aligned} FS &= \text{moments résistants} / \text{moments moteurs} \\ &= W \cdot \cos(\theta) \cdot \tan(\phi) \cdot b/2 / W \cdot \sin(\theta) \cdot h/2 \\ &= b/h \cdot \tan(\phi) / \tan(\theta). \end{aligned}$$

D'après la méthode d'analyse des forces à l'équilibre limite :

- Le bloc pourra glisser si le facteur de sécurité est inférieur à l'unité ($FS < 1$) ou encore en simplifiant si l'angle de frottement ϕ est inférieur pendant du plan de rupture θ ($\Phi < \theta$) (**Hypothèse 1**).
- Le renversement du bloc aura lieu si le moment résistant est inférieur au moment moteur ou encore si $b/h < \tan(\theta) / \tan(\Phi)$ (**Hypothèse 2**).

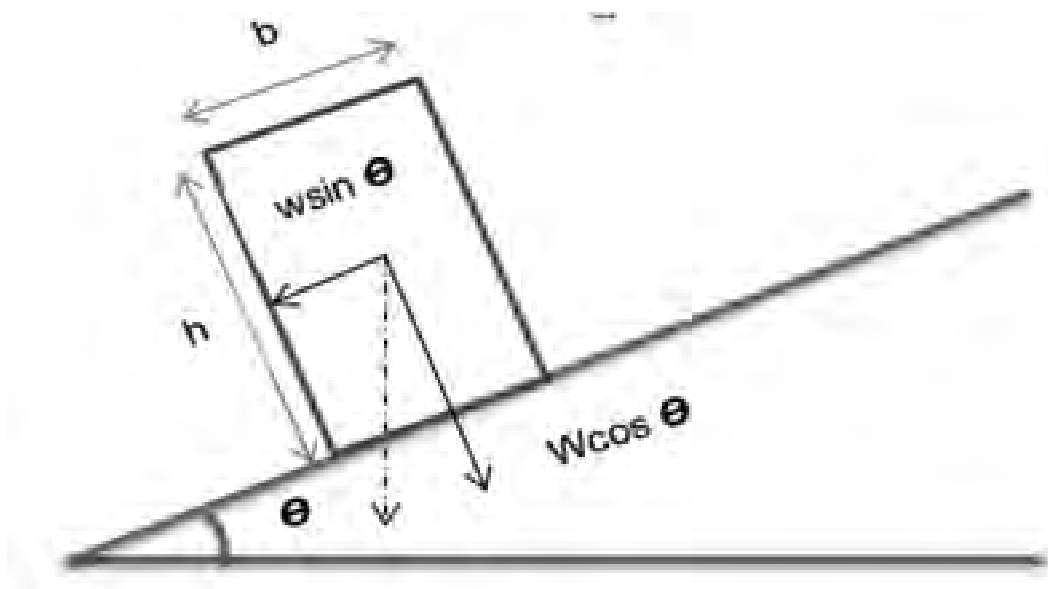


Figure 1 : Glissement d'un bloc sur le plan de rupture

Présentation de la méthode des éléments distincts (DEM)

La méthode des éléments distincts développée par Cundall [12,13] est utilisée pour résoudre des problèmes liés aux milieux discontinus [14]. Elle se distingue par trois caractéristiques [15] :

- Le massif rocheux fracturé est représenté sous la forme d'un milieu discontinu, constitué par un assemblage de blocs qui interagissent par contact de leurs angles et de leurs côtés ;
- Les discontinuités sont considérées comme des interactions entre blocs ; leur comportement est régi par des lois liant forces et déplacements au niveau des contacts entre blocs ;
- Le temps intervient de manière explicite dans la résolution des équations de mouvement. On peut ainsi simuler des comportements non linéaires de la roche et des discontinuités et traiter des problèmes dynamiques (séismes, explosions).

La méthode des éléments distincts s'attache à représenter le comportement des milieux discrets allant des milieux faiblement fracturés (méthode des dièdres) à ceux fortement fracturés, presque continus. Les assemblages de blocs qui peuvent être modélisés sous forme rigide ou déformable interagissent au travers de joints, représentés par des contacts. La méthode permet de prendre en compte les grands déplacements, les rotations et les instabilités à un stade avancé. Des contacts peuvent donc s'ouvrir puis disparaître et d'autres apparaître. Un algorithme de reconnaissance automatique des contacts doit être intégré et relancé à chaque incrément cinématique [16].

Modèle utilisé pour les calculs

Le modèle utilisé dans cette étude (Figure 2) est constitué d'un talus rocheux d'une hauteur de 92.5 m et d'un pendage de 56°. Le talus comporte une famille de discontinuités d'un pendage Ψ_D et un angle de frottement Φ_d avec un espacement de 10 m. Le massif rocheux est recoupé par une faille d'un pendage de 35.85°.

Comme il ne sera soumis qu'aux efforts de la gravité, la partie inférieure du modèle est considérée fixe, par conséquent, le bloc du bas ne se déplacera pas et ne tombera pas sous l'effet de la gravité.

Les limites du modèle sont sélectionnées selon des considérations typiques de dimensionnement de modèles. La hauteur de la base du modèle est plus élevée que la moitié de la hauteur de la projection de la pente selon la verticale (H). De plus, la longueur à l'arrière du sommet de la pente est plus élevée que la longueur de la projection de la pente selon l'horizontale (W) [17].

Selon la figure 2, la hauteur de la projection de la pente selon la verticale (H) est 92.5 mètres alors que la hauteur déterminée de la base est d'environ de 50 mètres. De plus, la longueur de la projection de la pente selon l'horizontale (W) est de 61 mètres tandis que la longueur déterminée à l'arrière du sommet de la pente est d'environ 74 mètres. La largeur globale du modèle d'environ 155 mètres.

Les caractéristiques du massif rocheux utilisées dans les simulations sont fournies dans le **tableau 1** ci-dessous.

Tableau 1 : Propriétés du massif rocheux (Roche intacte + Discontinuités)

	Φ (°)	ρ (Kg/m3)	(ν)	Kn (MPa)	Ks (MPa)	Ψ (°)
Roche intacte	-	2700	0.3	-	-	-
Discontinuités	15	-	-	10^5	10^5	60
Faille	37	-		10^5	10^5	35.85

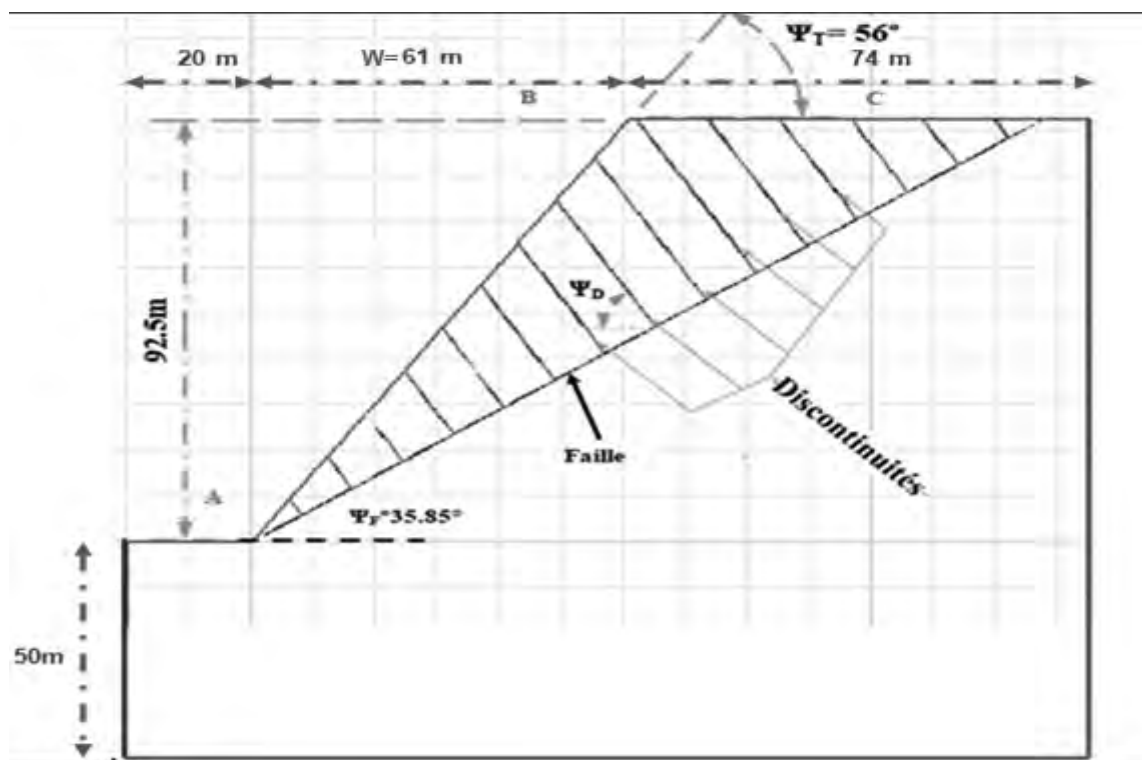


Figure 2 : Modèle utilisé dans les calculs

Afin de saisir l'influence de certains paramètres sur la stabilité des blocs formant le talus, des analyses où les propriétés de la résistance sur les plans structuraux seront modifiées, ont été effectuées. Les simulations ont été faites en changeant à la fois les angles de frottement du plan de faille ; le pendage du plan de faille et l'angle de frottement des discontinuités.

Le critère de rupture de Mohr-Coulomb est utilisé pour calculer la résistance au cisaillement et la technique de réduction de la résistance au cisaillement implantée dans le logiciel UDEC est utilisée pour calculer le facteur de sécurité [18-19].

RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

Résultats relatifs au glissement des blocs

Deux cas sont analysés et les résultats obtenus sont illustrés aux figures 3 et 4 ci-dessous. L'objectif est de savoir si l'hypothèse 1 est toujours vérifiée.

Cas 1 : $\Phi_F = 37^\circ$; $\Phi_d = 60^\circ$

Dans ce premier cas, l'angle de frottement des discontinuités est grand (60°) et l'angle de frottement du plan de faille est égal à 37° . Les résultats obtenus sont illustrés à la figure 3 ci-dessous. Il ressort de la figure 3 que le déplacement maximal des blocs est très minime (1.42 cm) et le facteur de sécurité est égal à l'unité. Il n'y a pas de glissement important des blocs sur le plan de la faille. Le talus est donc stable et l'hypothèse (1) est vérifiée pour l'angle de frottement des diaclases égal à 60° .

Cas 2 : $\Phi_F = 37^\circ$; $\Phi_d = 10^\circ$

Dans ce deuxième cas, l'angle de frottement des discontinuités est diminué à 10 degrés tandis que l'angle de frottement du

plan de faille est resté le même (37°). Les résultats obtenus sont illustrés à la figure 4 ci-dessous.

Il ressort de cette figure que le déplacement maximal enregistré est très grand. il atteint une valeur de 16.17 m et le facteur de sécurité est de 0.84.

Dans ce deuxième cas, l'angle de frottement du plan de faille est égal à 37° , il est supérieur au pendage du plan de faille (35.5°), donc selon l'hypothèse 1 de la méthode d'équilibre limite le bloc ne devra pas glisser sur le plan de faille et le talus devra être stable. En revanche, un glissement important des blocs proches du pied du talus est survenu sur le plan de rupture (plan de faille) et le facteur de sécurité calculé en utilisant le logiciel UDEC est inférieur à l'unité (Figure 4), donc le talus est instable. Ceci constitue une contradiction avec les recommandations de la méthode d'équilibre limite.

Résultats relatifs au basculement des blocs

Le fauchage ou le basculement des blocs est un mode de rupture possible pour les talus rocheux fracturés. C'est une déformation impliquant rotations et glissements des masses rocheuses. Il se produit dans les versants parcourus par une famille de discontinuités majeure.

Le cas 2 dont les résultats sont illustrés à la figure 5 ci-dessous reste un bon exemple pour ce phénomène de fauchage.

Il ressort des résultats obtenus dans la figure 5 que la moitié supérieure du talus est presque détachée du massif. Les blocs de cette zone présentent le plus fort basculement avec des ouvertures importantes des joints.

Il ressort également un basculement léger des blocs proches du pied du talus (partie inférieure du talus). Ces blocs ne rencontrent

block plot
Factor of Safety 1.00
displacement vectors
maximum = 1.425E-02

1.425E-03
2.851E-03
4.276E-03
5.701E-03
7.126E-03
8.552E-03
9.977E-03
1.140E-02
1.283E-02
1.425E-02
1.568E-02

Maximum shear strain
contour interval= 4.000E-05
4.000E-05 to 2.400E-04

4.000E-05
8.000E-05
1.200E-04
1.600E-04
2.000E-04
2.400E-04

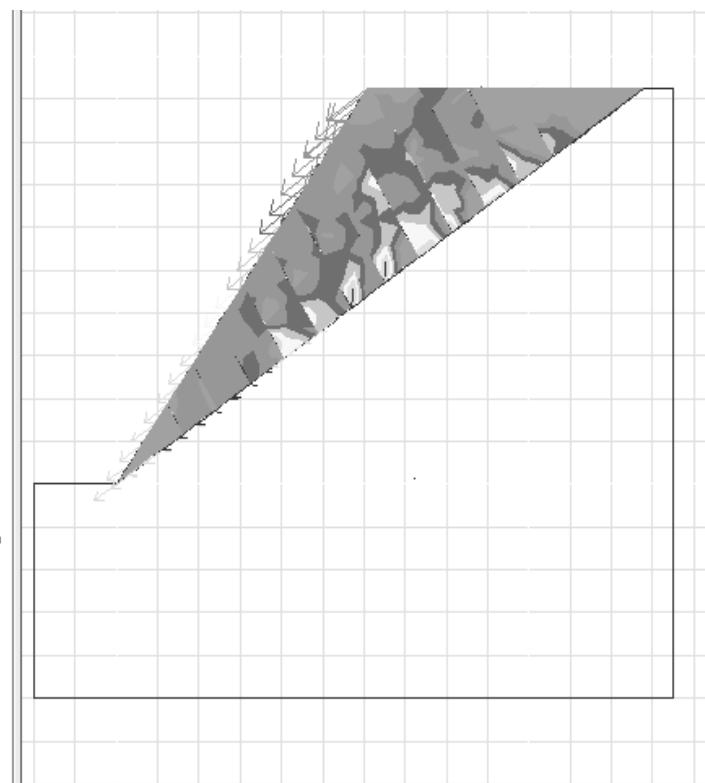


Figure 3 : Déplacement des blocs pour le cas 1

Factor of Safety 0.84
displacement vectors
maximum = 1.617E+01

1.617E+00
3.234E+00
4.851E+00
6.468E+00
8.084E+00
9.701E+00
1.132E+01
1.294E+01
1.455E+01
1.617E+01
1.779E+01

Maximum shear strain
contour interval= 1.000E-04
1.000E-04 to 8.000E-04

1.000E-04
2.000E-04
3.000E-04
4.000E-04
5.000E-04
6.000E-04
7.000E-04
8.000E-04

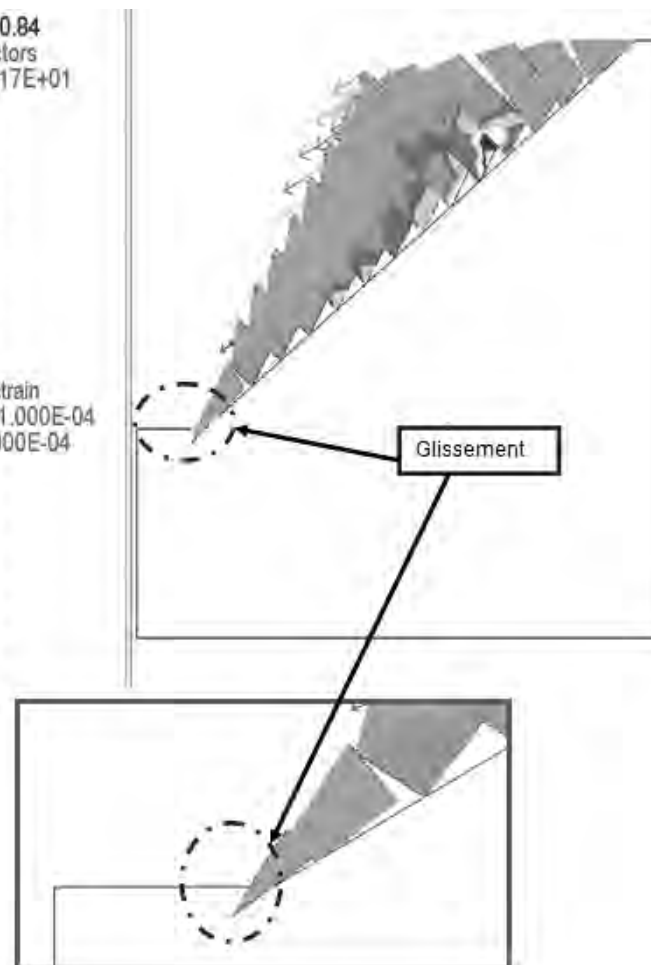


Figure 4 : Déplacement des blocs pour le cas 1

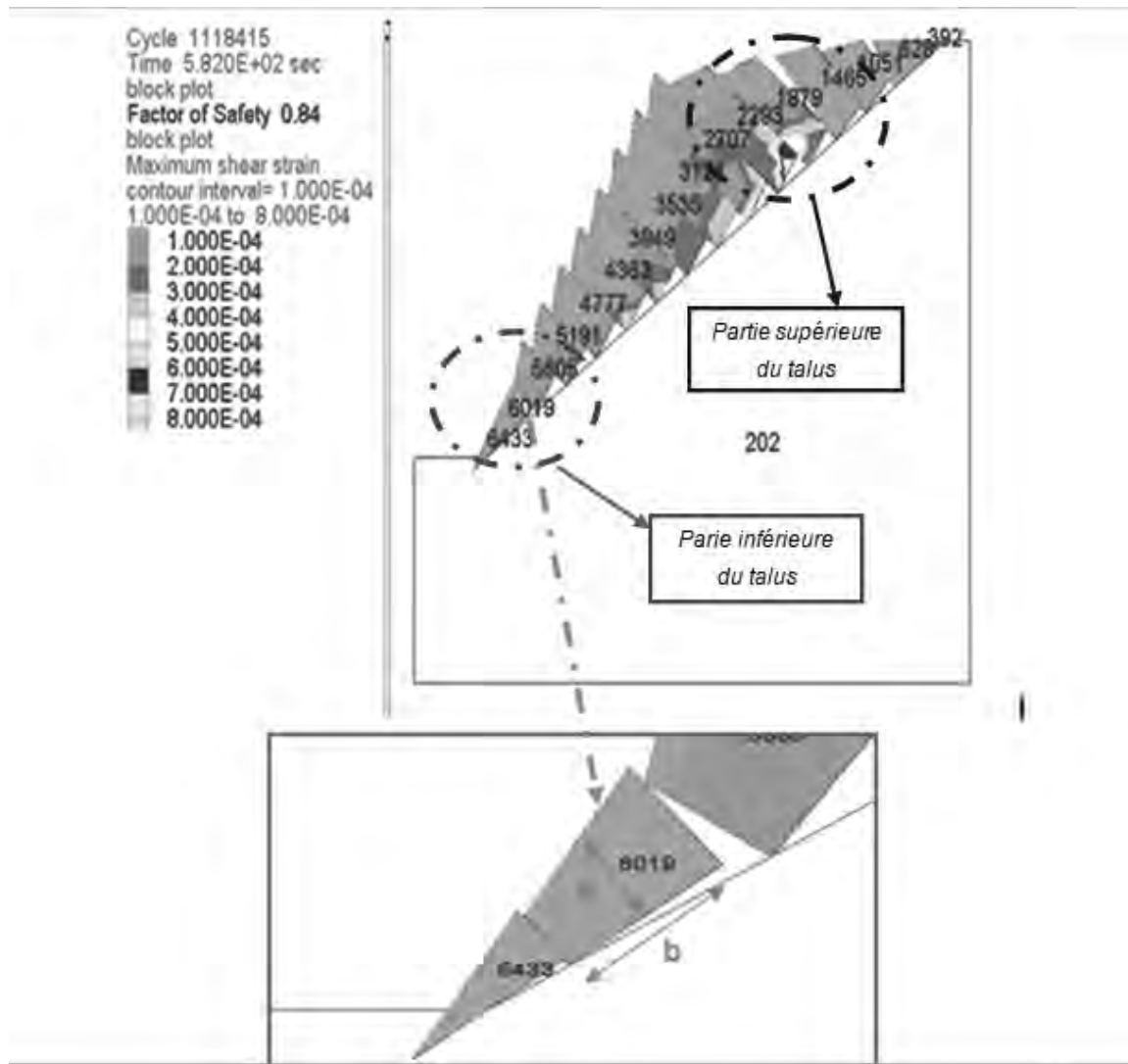


Figure 5 : Renversement des blocs pour le cas 1

pas tous le critère ($b/h < \tan \theta / \tan(\phi)$), par exemple le bloc n° 6019 bascule même si le rapport b/h est supérieur à l'unité. Ceci constitue encore une contradiction avec la méthode d'équilibre limite (*Hypothèse 2*).

Les interactions et les frottements entre les blocs à travers les joints permettent un basculement très fort des blocs situés dans la partie supérieure, ce qui permet de pousser les blocs situés en bas à glisser et à basculer sur le plan de faille. Ce phénomène de basculement est obtenu à cause de l'existence des joints avec un faible angle de frottement.

Contrairement à la méthode des éléments distincts, la méthode d'équilibre limite ne peut pas prendre en compte cet aspect dans l'étude de la stabilité des talus rocheux fracturés.

Approche quantitative de Goodman

En se basant toujours sur la méthode d'équilibre limite, Goodman propose une règle quantitative pour le basculement des blocs constituant le talus. Selon lui, le basculement des blocs aura lieu si l'inégalité suivante est vérifiée :

$$(\Psi_T + \Psi_d - \Phi_d - \pi/2) \geq 0 \quad [20,21] \quad (3)$$

Pour vérifier la correspondance entre la condition du basculement de Goodman et les simulations numériques réalisées avec le logiciel UDEC, deux cas sont étudiés :

- Cas 1 : $\Psi_T = 45^\circ$, $\Psi_d = 85^\circ$, $\Phi_d = 30^\circ$
- Cas 2 : $\Psi_T = 45^\circ$, $\Psi_d = 90^\circ$, $\Phi_d = 30^\circ$

L'étude de ces deux cas explique l'influence de l'angle de frottement des discontinuités (Φ_d) et des paramètres angulaires, la pente Ψ_T du talus et le pendage Ψ_d des discontinuités, sur la stabilité du modèle (*Figures 2 et 6*).

L'inégalité (3) ($(\Psi_T + \Psi_d - \Phi_d - \pi/2) \geq 0$) est vérifiée pour les deux cas, donc selon l'approche de Goodman le talus sera instable et le basculement des blocs constituant le talus devra être observé. Les résultats des simulations numériques par le logiciel UDEC sont illustrés aux *figures 7 et 8* ci-dessous.

Il ressort de ces figures que le talus est stable pour les deux cas et que les blocs sont immobiles ($FS=1.64$). Donc, les deux modèles divergent et il semble que la relation de Goodman ne soit pas applicable pour toutes les valeurs des paramètres satisfaisant l'inégalité 3, surtout pour les talus à faible pente (45°) et des pendages de diaclases très élevés (85° et 90°).

Cette divergence entre le modèle de Goodman et le modèle d'UDEC montre encore l'insuffisance de l'utilisation de la

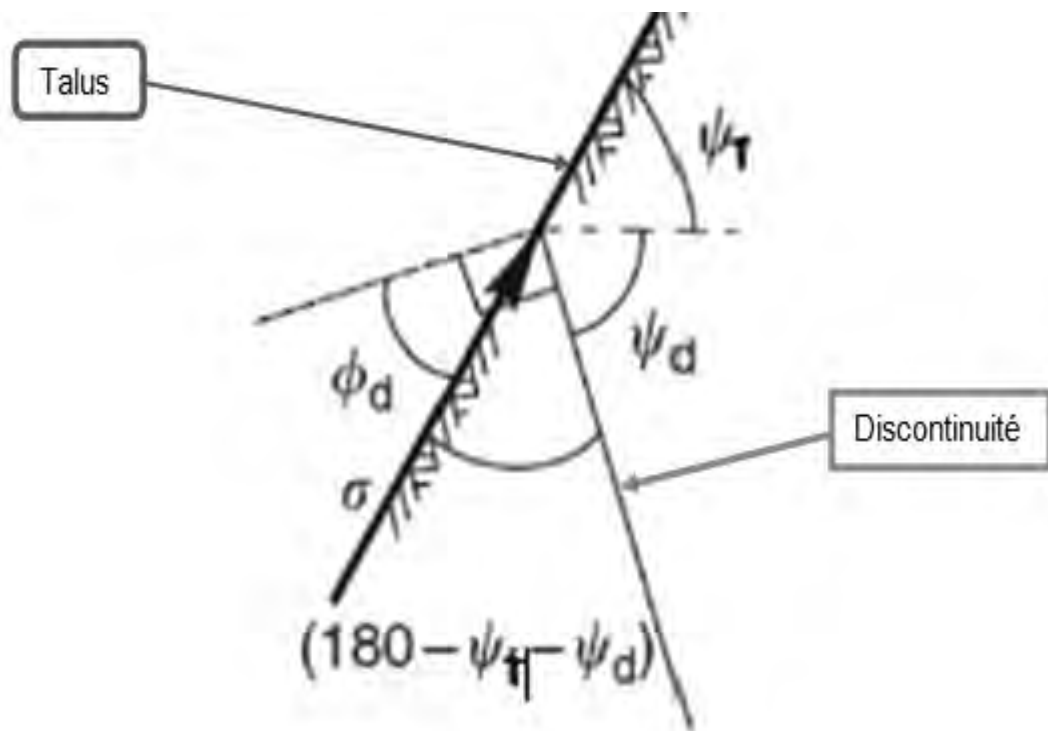


Figure 6 : Définition des paramètres d'étude pour l'approche de Goodman [20]

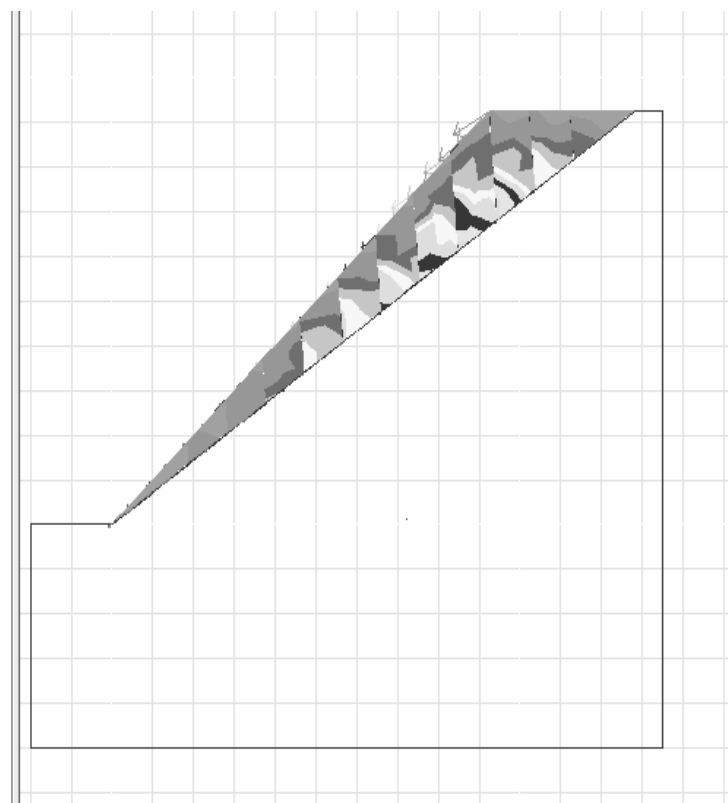
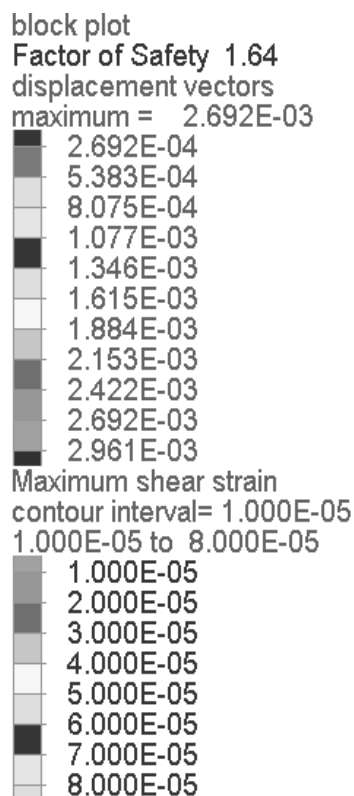


Figure 7 : $\psi_t = 45^\circ$, $\psi_d = 85^\circ$, $\phi_d = 30^\circ$ (cas 01)

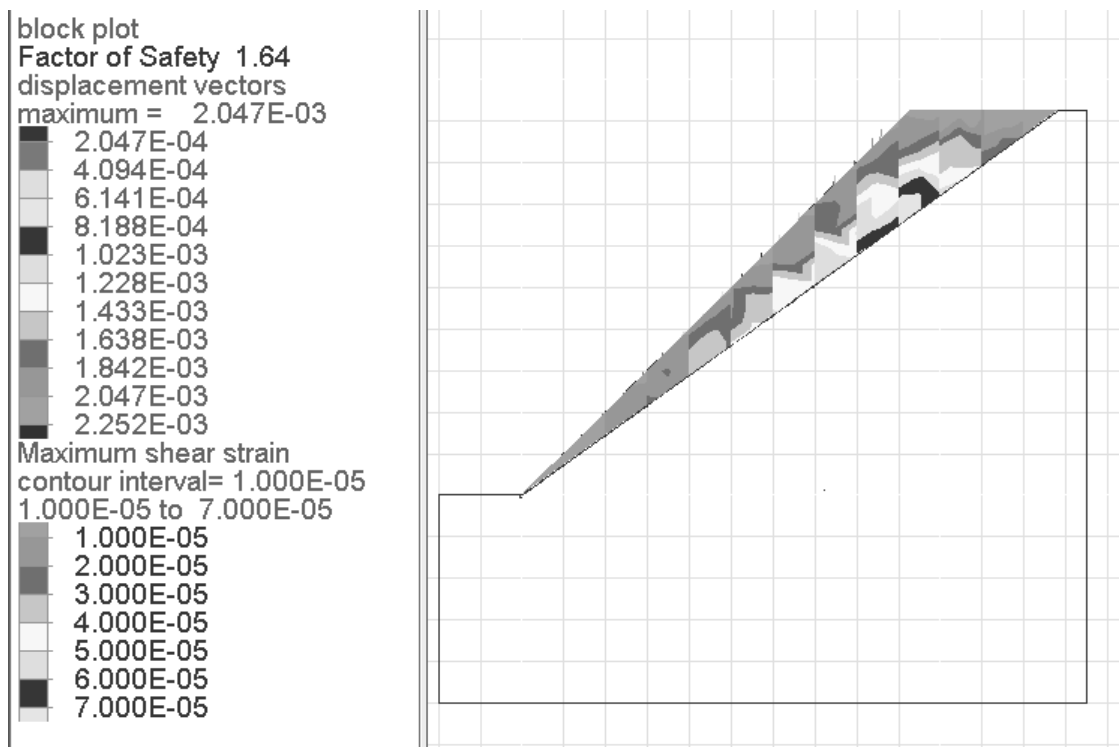


Figure 8 : $\psi_r = 45^\circ$, $\psi_d = 90^\circ$, $\phi_d = 30^\circ$ (cas 02)

méthode d'équilibre limite dans l'étude de la stabilité des talus rocheux fracturés.

CONCLUSION

L'article montre que le code numérique UDEC est en mesure d'apporter des éclairages intéressants sur l'insuffisance de l'utilisation des méthodes de calcul en équilibre limite pour ce qui concerne l'étude de la stabilité des talus rocheux fissurés. Les étapes et l'utilité des outils de calcul en éléments distincts sont établies dans l'étude de la stabilité des talus rocheux fracturés. Seules ces méthodes de calcul sont capables de modéliser les déformations des massifs rocheux en prenant en compte leur fissuration, leur déformabilité et leur état de contrainte initiale. Il reste toutefois à vérifier le niveau de précision des résultats sur plusieurs autres cas réels, à le valider complètement et à le confronter aux modèles déjà existants.

RÉFÉRENCES

- [1] N. NEHAB, K. BABA et L. OUADIF. Stabilité des talus d'un remblai posé sur un sol renforcé par colonnes ballastées. Application aux talus sous le pont Moulay Youssef Rabat/Salé. Rock Slope Stability 2014, Marrakech-Maroc (2014) pp. 403-412.
- [2] A. TAHIRI. Modélisation des massifs rocheux fissurés par la méthode des éléments distincts. Thèse doctorale, école nationale des ponts et chaussées, France (1992) 222p.
- [3] P.B. YAZIDI. Modélisation de la stabilité des massifs rocheux avec prise en compte de l'endommagement des joints et des effets hydromécaniques. Thèse doctorale, École nationale des ponts et chaussées, France (2009) 238 p.
- [4] S. MAIOLINO, J.P. DEVEAUD et F. PELLET. Résistance au cisaillement des discontinuités rocheuses renforcées par ancrages passifs. Rock Slope Stability 2014, Marrakech-Maroc (2014) pp. 139-148.
- [5] Y.LIN, D. ZHU, Q. DENG and Q. HE. Collapse Analysis of Jointed Rock Slope Based on UDEC Software and Practical Seismic Load. International Conference on Advances in Computational Modelling and Simulation. Vol. 31 (2012) pp. 441-446.
- [6] M. SOULEY and F. HOMAND, "Stability of Jointed Rock Masses Evaluated by UDEC with an Extended Saeb-Amadei Constitutive Law," International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 33, No. 3, 1996, pp. 233-244.
- [7] R. BHASIN and K. HØEG, "Parametric Study for a Large Cavern in Jointed Rock Using a Distinct Element Model (UDEC-BB)," International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 35, No. 1, 1998, pp. 17-29.
- [8] X.B. ZHAO, J. ZHAO, J.G. CAI and A.M. HEFNY, "UDEC Modelling on Wave Propagation across Fractured Rock Masses," Computers and Geotechnics, Vol. 35, No. 1, 2008, pp. 97-104.
- [9] Société du groupe Itasca International. UDEC™ VERSION 6.0 Distinct-element Modelling of Jointed and Blocky Material in 2D <https://www.itascacg.com/software/udec> (Septembre 2018).
- [10] A.J. LAFLAME. Analyse intégrée de la stabilité des pentes de la fosse portage du projet minier MEADOWBANK. Mém. Maitrise, Faculté des études supérieures de l'université de Laval, Québec (2010) 153p.

- [11] D. TOUITOU. Apport de la modélisation et de l'instrumentation dans l'analyse de la stabilité et de la déformation à long terme d'un massif granitique: Application aux talus de grande hauteur de l'écluse à bateaux permanente du Barrage des Trois Gorges (Chine). Thèse doctorale, École nationale des ponts et chaussées, France (2002) 432p.
- [12] P. A. Cundall. A computer model for simulating progressive large scale movements of blocky rock systems. Proceedings of the symposium of the international society of rock mechanics, Vol. (1971) pages 132–150, 197.
- [13] H. KONIETZKY. Numerical Modelling of Discrete Materials in Geotechnical Engineering, Civil Engineering and Earth Sciences. Germany (2004) 436p.
- [14] H.P. CAO. Modélisation par éléments discrets rigides et/ou déformables des milieux granulaires et des troisièmes corps solides. Thèse de doctorat, L'Institut National des Sciences appliquées de Lyon, France (2011) 183p.
- [15] X. RACHEZ. Les fondations au rocher de grands viaducs : l'apport de la méthode des éléments distincts. Thèse de doctorat, École nationale des ponts et chaussées, Paris (1997) 241p.
- [16] F. MARTIN. Apport des lois d'endommagement continues pour la conception des ouvrages souterrains et la hiérarchisation des comportements rocheux. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan, Paris (2007) 127p.
- [17] L. LORIG and P.M. VARONA. Practical Slope-Stability Using Finite-Difference Codes. Slope stability in surface mining, (2001) pp. 115 -124.
- [18] I. B. DONALD and S. K. GIAM. Application of the Nodal Displacement Method to Slope Stability Analysis. Proceedings of the 5th Australia-New Zealand Conference on Geomechanics, Sydney (1988) pp. 456-460.
- [19] K. UGAI and D. LESHCHINSKY. Three-Dimensional Limit Equilibrium and Finite Element Analyses: A Comparison of Results. Soils and Foundations, Vol. 35, No. 4, (1995) pp. 1-7.
- [20] D.M. CRUDEN. Limits to common toppling. Can. géotech. Vol. 26, Canada (1989) pp. 737-742.
- [21] R.E. GOODMAN. Introduction to Rock Mechanics. John Wiley and Sons. pp. 294-305.

RECHERCHE DES MOMENTS D'INERTIE AXIAUX DU SUPPORT EN PILOTIS D'UN RÉSERVOIR SURÉLEVÉ

SEARCH FOR AXIAL INERTIA MOMENTS OF THE SUPPORT OF AN ELEVATED TANK WITH FRAME STAGING

Hocine HAMMOUM, Karima BOUZELHA, Linda TABELLOUT

Département de génie civil, Université Mouloud Mammeri, 15000 Tizi Ouzou, Algérie

E-mail : hammoum_hoc@yahoo.fr

PRÉLIMINAIRE

Dans notre précédent article paru dans les *Annales du BTP* (Volume N° 2, 2016), nous nous sommes intéressés à l'analyse au séisme d'un réservoir surélevé en béton armé et comme cas pratique, nous avons traité un exemple de cuve reposant sur une tour. Comme le support est un fût, le calcul du moment d'inertie axial est tout simplement ramené à celui d'une section annulaire calculé par rapport à un axe passant par le centre de gravité de la section du support.

En revanche, dans le cas d'un support en pilotis, composé de plusieurs poteaux de forme rectangulaires disposés en forme d'étoile, l'évaluation de ce moment d'inertie axial n'est pas aussi évidente. C'est pour cette raison qu'un nouvel examen de ce problème nous a semblé répondre à une certaine nécessité pratique.

Nous développons, dans la contribution que nous soumettons ici, une méthode de calcul des moments d'inertie du support d'un réservoir surélevé, posé sur un contreventement en pilotis. Cette méthode est qualifiée d'analytique et est inspirée des relations de base de la résistance des matériaux ayant trait à l'analyse des caractéristiques des sections planes. Pour le lecteur amateur des solutions graphiques, celui-ci trouvera dans la seconde partie de l'article, une approche pour l'évaluation des moments d'inertie axiaux par rapport aux axes du repère global du support, inspirée du cercle des inerties, aussi appelé

cercle de Mohr. Le lecteur trouvera même un calcul pratique qui illustre bien la méthode de calcul exposée.

Le travail que nous présentons dans cette contribution, à l'instar de nos précédents articles publiés dans les *Annales du BTP*, s'inscrit clairement dans un environnement pratique de la profession de l'ingénieur civil, par le fait qu'elle a un caractère applicatif au stade de leur conception en bureau d'études.

CONTEXTE DE L'ÉTUDE

La demande sans cesse croissante des besoins en eau potable des populations et besoins industriels atteste de l'intérêt que représentent les ouvrages de stockage dans la mobilisation de la ressource hydraulique. Cet intérêt passe par la réalisation d'ouvrages de génie civil fiables et sûrs, tout en évitant les fuites et les gaspillages, particulièrement dans les pays chauds comme l'Algérie. Du fait que nous réalisons de plus en plus d'ouvrages de stockage de grande capacité pour les grands pôles urbains, il est devenu impératif de maîtriser leur stabilité et leur comportement vis-à-vis du risque sismique. Or l'analyse des pathologies rencontrées, à la suite du dernier séisme dévastateur de Boumerdes (2003), a montré un manque flagrant dans le comportement sismique des réservoirs surélevés mettant en évidence l'importance de l'analyse parasismique. Cette dernière analyse doit considérer la rigidité flexionnelle du support du

réservoir surélevé qui passe inévitablement par l'évaluation exacte de son moment d'inertie.

C'est dans cet esprit que nous développons, dans la présente contribution, une méthode de calcul du moment d'inertie d'un support en pilotis. Deux solutions sont proposées, l'une analytique inspirée des relations de base de la RDM, l'autre graphique inspirée du cercle de Mohr. Cette contribution s'inscrit clairement dans un environnement pratique de la profession de l'ingénieur civil, par le fait qu'elle a un caractère applicatif au stade de la conception en bureau d'études des ouvrages de stockage surélevés.

Nous avons choisi de publier cet article dans les Annales du Bâtiment et des Travaux Publics pour l'originalité de cette approche, car nous sommes convaincus que cela enrichira le contenu bibliographique de la revue. Les Annales du BTP ont depuis une soixantaine d'années consacrées plusieurs articles aux réservoirs, dont le premier remonte à 1959. Il fût publié par Hangan et Soare et présenta un calcul rapide des réservoirs cylindriques basé sur la théorie des plaques et coques. On n'oubliera pas de mentionner le papier de Davidovici et Haddadi (1981) qui reste probablement l'article des Annales du BTP le plus utilisé jusqu'à nos jours par les ingénieurs de la pratique, car il a largement répondu à la problématique de la réponse sismique des réservoirs de stockage de liquides. Même le Fascicule 74 renvoie les projeteurs à consulter cet article pour la justification de la tenue au séisme des réservoirs sous l'effet hydrodynamique. En 1996, la revue consacra même un numéro spécial coordonné par Mathieu dans le cadre de la mise à jour du Fascicule 74, traitant de la pathologie et réparation des ouvrages en béton de stockage et de transport des liquides. En 1995, Layrangues présentera un calcul précis des réservoirs cylindriques tenant compte de l'interaction entre les différents éléments résistants de l'ouvrage. Suivra en 2003, un autre article de Mathieu consacré à la méthodologie d'évaluation des ouvrages hydrauliques en béton appliquée à un patrimoine.

Quant au travail que nous présentons dans cette contribution, il constitue la suite logique de nos précédents articles publiés dans les Annales du BTP (2010, 2012, 2013, 2015, 2016), et donne un aperçu de notre activité de recherche. Cette dernière tend, par les propositions très pratiques qu'elle suggère, à répondre aux préoccupations de notre monde contemporain, notamment sur l'analyse de risque dans le domaine du génie civil.

1. INTRODUCTION

La cuve de stockage d'un réservoir surélevé est posée au sommet d'un support pouvant être une tour ou un pilotis. Dans les études d'ingénierie, l'ingénieur concepteur est toujours tenu d'analyser le comportement de cet ouvrage face au séisme [4,6] en considérant la rigidité flexionnelle (EI) de son système de contreventement (le support). Cette analyse passe inévitablement par l'évaluation du moment d'inertie du support par rapport aux axes passant par son centre de gravité (repère global OYZ sur la Figure 1).

Lorsque le support de la cuve est une tour ; le calcul du moment d'inertie axial est tout simplement ramené à celui d'une section annulaire (section transversale du fût du support) par rapport à un axe passant par le centre de gravité de la section du support. Ce cas simple a déjà été traité dans notre dernière contribution

[5]. A l'inverse, lorsque la cuve est posée sur un support en pilotis, composé de plusieurs poteaux de forme rectangulaire disposés en forme d'étoile (Figure 1), l'évaluation de la rigidité flexionnelle n'est pas aussi évidente.

Traditionnellement, et à travers la majorité des études menées au niveau des bureaux d'études techniques, les moments d'inertie axiaux de chaque poteau, constituant le support, sont déterminés en considérant dans un premier temps les moments d'inertie axiaux par rapport aux axes passant par le centre de gravité du dit poteau (Repère Gyz de la Figure 2). Dans un second temps, une translation d'axes est nécessaire pour déduire les moments d'inertie axiaux par rapport aux axes passant par le centre de gravité de l'ouvrage (Repère Oy, z_1 de la Figure 2). Cependant la rotation d'axe du poteau d'un angle α pour déduire les moments d'inertie axiaux par rapport aux axes du repère global OYZ (Figure 2) est très souvent négligée tant les calculs qui en découlent sont longs et fastidieux lorsqu'ils ne sont pas méconnus par les ingénieurs civils de bureaux d'études. Cette manière de faire conduit généralement à une surestimation de la rigidité flexionnelle du support, et par voie de conséquence à un manque de robustesse de la structure.

C'est pour cette raison qu'un nouvel examen de ce problème nous a semblé répondre à une certaine nécessité pratique. Comme la plupart des problèmes de l'ingénieur, l'évaluation des moments d'inertie du support d'un réservoir surélevé peut être abordée suivant deux points de vue différents.

La première approche est le calcul analytique. Certes, il apparaîtra un peu suranné, étant donné que la notion de moment d'inertie est intervenue pour la première fois d'une manière officielle et systématique au début du 19^e siècle (1811) [3], mais chemin faisant et en partant avec des notions simples, nous verrons qu'elles pourront être transportées à un problème plus neuf et d'actualité.

La seconde approche est la construction graphique qui est la façon la plus simple de prendre le problème en charge, à condition de connaître le principe du tracé du cercle de Mohr qui remonte aussi à la fin du 19^e siècle (1880) [2]. En ce temps-là, et même jusqu'à un passé très récent, avant l'avènement des ordinateurs, ces méthodes graphiques élégantes et très concrètes permettaient de mener à bien la résolution des problèmes de moment d'inertie en ingénierie.

La recherche d'une solution analytique à ce problème, nous a amené à présenter la contribution faisant l'objet de la présente étude. Avec une approche, s'appuyant sur les notions de base des caractéristiques géométriques des sections planes, nous arrivons à tirer les relations qui permettent d'évaluer les moments d'inertie axiaux par rapport aux axes du repère global, que nous présentons plus loin en section 3. Et pour parer à une certaine lourdeur des calculs analytiques, une solution graphique plus rapide est imaginée sur le cercle des inerties (ou de Mohr). Le principe général de cette approche réside dans la transposition du procédé analytique, traditionnellement utilisé. Cette méthode nous permet d'aboutir d'une manière satisfaisante et relativement simple à une solution générale du problème, qui à première vue paraît des plus compliqué.

Bien qu'un nombre important d'études ait été menés sur les réservoirs, à notre connaissance, aucune ne traite de l'évaluation des moments d'inertie principaux d'un support en pilotis d'un réservoir surélevé, d'une manière explicite, comme nous le faisons dans cette contribution.

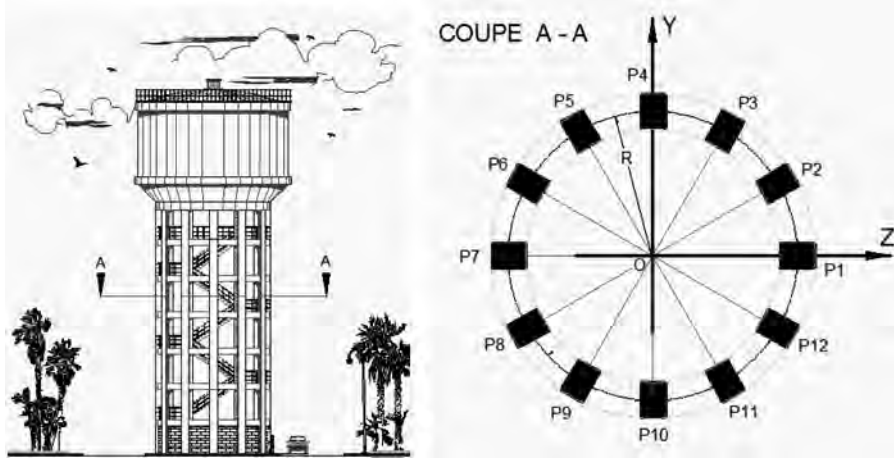


Figure 1 : Coupe transversale d'un support en pilotis d'un réservoir surélevé dans son repère global OYZ

2. POSITION DU PROBLÈME

Considérons un réservoir surélevé posé sur un support en pilotis composé de n poteaux ($n=4, 6, 8, 10, 12 \dots$) tous disposés en étoile autour d'un cercle de rayon R , comme présenté dans la Figure 1. Nous cherchons à déterminer le moment d'inertie du système de contreventement en pilotis par rapport aux axes OY et OZ du repère global de la structure. Les poteaux présentent les mêmes caractéristiques géométriques sur toute la hauteur développée du support, c'est-à-dire que le support est à inertie constante. La dimension d'un poteau rectangulaire est b en largeur et h en longueur.

3. MÉTHODE DE RÉOLUTION ANALYTIQUE

3.1. Moments d'inertie axiaux I_z^i, I_y^i d'un poteau par rapport aux axes Gz et Gy

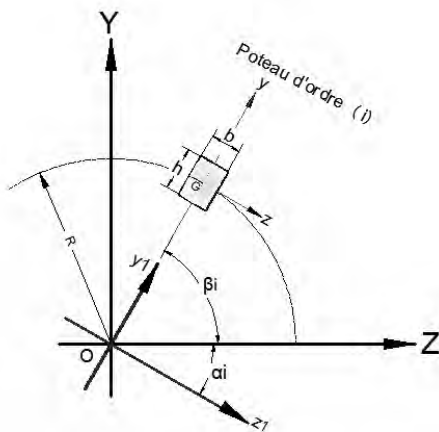


Figure 2 : Représentation d'un poteau d'ordre (i) dans les différents repères

Le moment d'inertie d'un poteau rectangulaire d'ordre (i) par rapport à l'axe Gz passant par son centre de gravité est donné par :

$$I_z^i = \frac{b \cdot h^3}{12} \quad (1)$$

Le moment d'inertie d'un poteau rectangulaire d'ordre (i) par rapport à l'axe Gy passant par son centre de gravité est donné par :

$$I_y^i = \frac{h \cdot b^3}{12} \quad (2)$$

Le produit d'inertie d'un poteau rectangulaire d'ordre (i) par rapport aux axes Gz et Gy passant par son centre de gravité est nul :

$$I_{yz}^i = 0 \quad (3)$$

3.2. Moment d'inertie I_{z1}^i, I_{y1}^i d'un poteau par rapport aux axes Oz_1, Oy_1

Les axes (Oz_1 et Oy_1) se déduisent des axes (Gz et Gy) par une translation (Figure 2). Les moments d'inertie axiaux (I_{z1}^i et I_{y1}^i) ainsi que produit d'inertie I_{y1z1}^i sont évalués par le théorème de Huygens.

Le moment d'inertie d'un poteau rectangulaire d'ordre (i) par rapport à l'axe Oz_1 passant par le centre du repère global O de la structure est donné par :

$$I_{z1}^i = I_z^i + R^2 \cdot (b \cdot h) \quad (4)$$

Le moment d'inertie d'un poteau rectangulaire d'ordre (i) par rapport à l'axe Oy_1 passant par le centre du repère global O de la structure est donné par :

$$I_{y1}^i = I_y^i \quad (5)$$

Le produit d'inertie d'un poteau rectangulaire d'ordre (i) par rapport aux axes Oz_1 et Oy_1 passant par le centre du repère global O de la structure est donné par :

$$I_{y1z1}^i = I_{yz}^i = 0 \quad (6)$$

3.3. Moments d'inertie axiaux I_z^i et I_y^i d'un poteau par rapport aux axes OZ et OY

Les axes (OZ et OY) se déduisent des axes (Oz_1 et Oy_1) par une rotation d'angle α_i de l'axe Oz_1 par rapport à l'axe OZ (Figure 3).

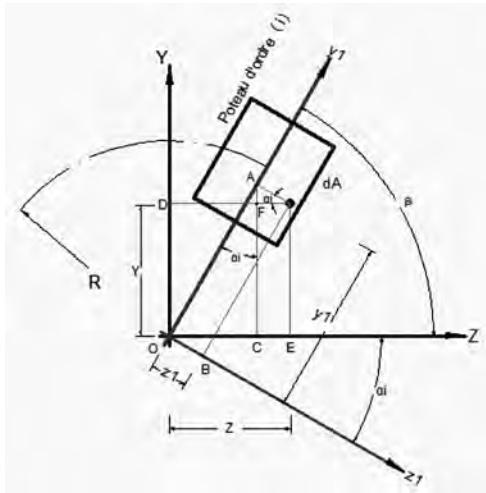


Figure 3 : Déduction des axes (OZ et OY) par la rotation des axes (Oz₁ et Oy₁) d'un angle α_i

Le moment d'inertie I_Z^i d'un poteau d'ordre (i) par rapport à l'axe OZ est donné par l'expression suivante [7] :

$$I_Z^i = \int_A Y^2 \cdot dA \quad (7)$$

D'après la Figure 3, nous pouvons déduire que :

$$AC = OA \cdot \cos(\alpha_i) = y_1 \cdot \cos(\alpha_i) \quad (8)$$

$$AF = OB \cdot \sin(\alpha_i) = z_1 \cdot \sin(\alpha_i) \quad (9)$$

Nous pouvons alors écrire que :

$$Y = OD = AC - AF = y_1 \cdot \cos(\alpha_i) - z_1 \cdot \sin(\alpha_i) \quad (10)$$

Il vient :

$$I_Z^i = \int_A [y_1 \cdot \cos(\alpha_i) - z_1 \cdot \sin(\alpha_i)]^2 \cdot dA \quad (11)$$

$$I_Z^i = \int_A [y_1 \cdot \cos(\alpha_i)]^2 \cdot dA + \int_A [z_1 \cdot \sin(\alpha_i)]^2 \cdot dA - 2 \cdot \int_A y_1 \cdot z_1 \cdot \cos(\alpha_i) \cdot \sin(\alpha_i) \cdot dA \quad (12)$$

$$I_Z^i = I_{z1}^i \cdot \cos^2(\alpha_i) + I_{y1}^i \cdot \sin^2(\alpha_i) - 2 \cdot I_{y1z1}^i \cdot \cos(\alpha_i) \cdot \sin(\alpha_i) \quad (13)$$

Etant donné que :

$$\cos^2(\alpha_i) = \frac{1 + \cos(2\alpha_i)}{2} \quad (14)$$

$$\sin^2(\alpha_i) = \frac{1 - \cos(2\alpha_i)}{2} \quad (15)$$

$$\sin(2\alpha_i) = 2 \cdot \cos(\alpha_i) \cdot \sin(\alpha_i) \quad (16)$$

Nous obtenons en définitif :

$$I_Z^i = \frac{I_{z1}^i + I_{y1}^i}{2} + \frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \cdot \cos(2\alpha_i) - I_{y1z1}^i \cdot \sin(2\alpha_i) \quad (17)$$

Le moment d'inertie I_Y^i d'un poteau d'ordre (i) par rapport à l'axe OY est donné par l'expression suivante [7] :

$$I_Y^i = \int_A Z^2 \cdot dA \quad (18)$$

D'après la Figure 3, nous pouvons déduire que :

$$OC = OA \cdot \sin(\alpha_i) = y_1 \cdot \sin(\alpha_i) \quad (19)$$

$$CE = OB \cdot \cos(\alpha_i) = z_1 \cdot \cos(\alpha_i) \quad (20)$$

Nous pouvons alors écrire que :

$$Z = OE = OC + CE = y_1 \cdot \sin(\alpha_i) + z_1 \cdot \cos(\alpha_i) \quad (21)$$

Il vient :

$$I_Y^i = \int_A [y_1 \cdot \sin(\alpha_i) + z_1 \cdot \cos(\alpha_i)]^2 \cdot dA \quad (22)$$

$$I_Y^i = \int_A [y_1 \cdot \sin(\alpha_i)]^2 \cdot dA + \int_A [z_1 \cdot \cos(\alpha_i)]^2 \cdot dA + 2 \cdot \int_A y_1 \cdot z_1 \cdot \cos(\alpha_i) \cdot \sin(\alpha_i) \cdot dA \quad (23)$$

$$I_Y^i = I_{z1}^i \cdot \sin^2(\alpha_i) + I_{y1}^i \cdot \cos^2(\alpha_i) + 2 \cdot I_{y1z1}^i \cdot \cos(\alpha_i) \cdot \sin(\alpha_i) \quad (24)$$

Nous obtenons en définitif :

$$I_Y^i = \frac{I_{z1}^i + I_{y1}^i}{2} - \frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \cdot \cos(2\alpha_i) + I_{y1z1}^i \cdot \sin(2\alpha_i) \quad (25)$$

Le produit d'inertie I_{YZ}^i d'un poteau d'ordre (i) par rapport aux axes OY et OZ est donné par l'expression suivante [7] :

$$I_{YZ}^i = \int_A Y \cdot Z \cdot dA \quad (26)$$

Il vient :

$$I_{YZ}^i = \int_A [y_1 \cdot \cos(\alpha_i) - z_1 \cdot \sin(\alpha_i)] \cdot [y_1 \cdot \sin(\alpha_i) + z_1 \cdot \cos(\alpha_i)] \cdot dA \quad (27)$$

$$I_{YZ}^i = (I_{z1}^i - I_{y1}^i) \cdot \cos(\alpha_i) \cdot \sin(\alpha_i) + I_{z1y1}^i \cdot (\cos^2(\alpha_i) - \sin^2(\alpha_i)) \quad (28)$$

Nous obtenons en définitif :

$$I_{YZ}^i = \frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \cdot \sin(2\alpha_i) + I_{z1y1}^i \cdot \cos(2\alpha_i) \quad (29)$$

Un examen attentif des équations (17, 25 et 29) révèle que celles-ci sont des équations paramétriques qui varient en fonction de l'angle α_i . Nous pouvons alors correspondre à toute valeur de α_i , une valeur de I_Z^i , de I_Y^i et de I_{YZ}^i .

3.4. Moments d'inertie axiaux I_Z et I_Y du support par rapport aux axes OZ et OY

Le moment d'inertie du système de contreventement en pilotis par rapport à l'axe OZ est donné par la relation suivante :

$$I_Z = \sum_{i=1}^n I_Z^i = \sum_{i=1}^n \left[\frac{I_{z1}^i + I_{y1}^i}{2} + \frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \cdot \cos(2\alpha_i) - I_{y1z1}^i \cdot \sin(2\alpha_i) \right] \quad (30)$$

Le moment d'inertie du système de contreventement en pilotis par rapport à l'axe OY est donné par la relation suivante :

$$I_Y = \sum_{i=1}^n I_Y^i = \sum_{i=1}^n \left[\frac{I_{z1}^i + I_{y1}^i}{2} - \frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \cdot \cos(2\alpha_i) + I_{y1z1}^i \cdot \sin(2\alpha_i) \right] \quad (31)$$

Le produit d'inertie du système de contreventement en pilotis par rapport aux axes OZ et OY est donné par la relation suivante :

$$I_{YZ} = \sum_{i=1}^n I_{YZ}^i = \sum_{i=1}^n \left[\frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \cdot \sin(2\alpha_i) + I_{y1z1}^i \cdot \cos(2\alpha_i) \right] \quad (32)$$

4. MÉTHODE DE RÉOLUTION GRAPHIQUE

L'équation (17) peut se mettre sous la forme :

$$\left[I_Z^i - \frac{I_{z1}^i + I_{y1}^i}{2} \right]^2 = \left[\frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \cdot \cos(2\alpha_i) - I_{y1z1}^i \cdot \sin(2\alpha_i) \right]^2 \quad (33)$$

L'équation (29) peut se mettre sous la forme :

$$\left[I_{YZ}^i - 0 \right]^2 = \left[\frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \cdot \sin(2\alpha_i) + I_{y1z1}^i \cdot \cos(2\alpha_i) \right]^2 \quad (34)$$

En additionnant les relations (33) et (34), il vient :

$$\left[I_Z^i - \frac{I_{z1}^i + I_{y1}^i}{2} \right]^2 + \left[I_{YZ}^i - 0 \right]^2 = \left[\frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \right]^2 + \left[I_{y1z1}^i \right]^2 \quad (35)$$

Cette dernière équation nous rappelle l'équation d'un cercle (Figure 4) de rayon R dont le centre C a pour coordonnées (X₀, Y₀) qui s'écrit sous la forme :

$$\left[Y - Y_0 \right]^2 + \left[X - X_0 \right]^2 = R^2 \quad (36)$$

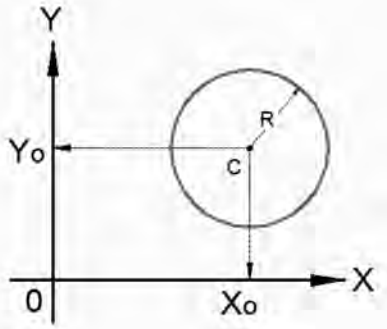


Figure 4. Représentation d'un cercle de centre C (X₀, Y₀) et de rayon R

Par analogie avec l'équation (36), nous déduisons que l'équation (35) représente l'équation d'un cercle des inerties que nous pouvons représenter sur un repère orthogonal (O_{I_Z}, O_{I_{YZ}}). Le centre du cercle des inerties, que nous noterons C, aura pour coordonnées $\left(\frac{I_{z1}^i + I_{y1}^i}{2}, 0 \right)$, c'est-à-dire qu'il sera centré en

un point C sur l'axe O_{I_Z} et son rayon sera égal à

$$R = \sqrt{\left[\frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \right]^2 + \left[I_{y1z1}^i \right]^2}$$

Etant donné que chaque poteau d'ordre (i) du système de contreventement en pilotis peut être repéré par un angle α_i dans le repère global du support OYZ (voir Figure 2), ses moments d'inertie peuvent être déduits directement à partir du cercle des inerties, d'une manière simple et rapide, en suivant une procédure de construction graphique, que nous développerons dans la section (4.2).

4.1. Détermination de la valeur de α_i pour laquelle I_Z^i prend des valeurs extrêmes (I_Z^{\max} et I_Z^{\min})

Nous savons que le moment d'inertie axial I_Z^i (ou I_Y^i) passera par un extremum pour toute valeur de α_i annulant sa dérivée première. Nous pouvons alors écrire :

$$\frac{dI_Z^i}{d\alpha_i} = - \left(I_{z1}^i - I_{y1}^i \right) \cdot \sin(2\alpha_i) - 2I_{y1z1}^i \cdot \cos(2\alpha_i) = -2 \left[I_{YZ}^i \right] = 0 \quad (37)$$

Nous concluons que I_Z^i et I_Y^i prennent des valeurs extrêmes lorsque le produit d'inertie I_{YZ}^i est nul.

$$I_{YZ}^i = \frac{I_{z1}^i - I_{y1}^i}{2} \cdot \sin(2\alpha_i) + I_{y1z1}^i \cdot \cos(2\alpha_i) = 0 \quad (38)$$

Il vient alors :

$$\text{tg}(2\alpha_i) = - \frac{2I_{y1z1}^i}{I_{z1}^i - I_{y1}^i} = 0 \quad (39)$$

Nous déduisons que I_Z^i prend des valeurs extrêmes pour toute valeur de $\alpha_i = 0 + k \cdot \frac{\pi}{2}$, où k est un entier naturel.

Cherchons à déterminer la valeur de I_Z^i , pour la valeur particulière de $k=0$, donnant $\alpha_i = 0$, correspondant à l'inertie axiale du poteau N° 4 (Figure 1).

$$I_Z^4 = \frac{I_{z1}^4 + I_{y1}^4}{2} + \frac{I_{z1}^4 - I_{y1}^4}{2} \cdot \cos(2\alpha_4) - I_{y1z1}^4 \cdot \sin(2\alpha_4) = I_{z1}^4 = I_Z^{\max} \quad (40)$$

Cherchons à déterminer la valeur de I_Z^i , pour la valeur particulière de $k=1$, donnant $\alpha_i = \frac{\pi}{2}$, correspondant à l'inertie axiale du poteau N° 1 (Figure 1).

$$I_Z^1 = \frac{I_{z1}^1 + I_{y1}^1}{2} + \frac{I_{z1}^1 - I_{y1}^1}{2} \cdot \cos(2\alpha_1) - I_{y1z1}^1 \cdot \sin(2\alpha_1) = I_{y1}^1 = I_Z^{\min} \quad (41)$$

Nous concluons que le cercle des inerties passera par une valeur maximale ($I_Z^{\max} = I_{z1}^4$) correspondant au moment d'inertie du poteau 4 (Figure 2) ainsi que par une valeur minimale ($I_Z^{\min} = I_{y1}^1$) correspondant au moment d'inertie du poteau 1.

4.2. Procédure de construction du cercle des inerties des poteaux du support en pilotis

La représentation géométrique des moments d'inertie, donnée dans la Figure 5, par la méthode graphique du cercle de Mohr se fait en plusieurs étapes qui peuvent se résumer comme suit :

- Tracer les axes orthogonaux O_{I_Z} et O_{I_{YZ}}.
- Evaluer analytiquement les moments d'inertie axiaux (I_{z1}^1 , I_{y1}^1) et produit d'inertie I_{y1z1}^1 du poteau 1 correspondant à l'angle ($\alpha_1 = 90^\circ$).
- Par la relation (41), déduire que $I_Z^1 = I_{y1}^1 = I_Z^{\min}$ et $I_{YZ}^1 = 0$.

- Localiser le point P_1 , représentatif du poteau 1, de coordonnées $(I_{z1}^1, 0)$ sur l'axe OI_z des abscisses.
- Localiser le point C de coordonnées $\left(\frac{I_{z1}^1 + I_{y1}^1}{2}, 0\right)$

désignant le centre du cercle des inerties sur l'axe OI_z des abscisses.

- Tracer le cercle de Mohr de centre C, de rayon et passant par le point P_1 .

$$R=\sqrt{\left[\frac{I_{z1}^1-I_{y1}^1}{2}\right]^2 + \left[I_{y1z1}^1\right]^2}$$

- A partir de cette étape, nous pouvons déduire les moments d'inertie axiaux de n'importe quel poteau du support de contreventement noté P_i d'ordre (i) dont l'axe Oz_i forme un angle α_i avec l'axe OZ . Lorsque l'axe Oz_i du poteau d'ordre (i) fait un angle α_i avec l'axe OZ dans la réalité, il parcourt le double (soit donc $2\alpha_i$) sur le cercle des inerties.

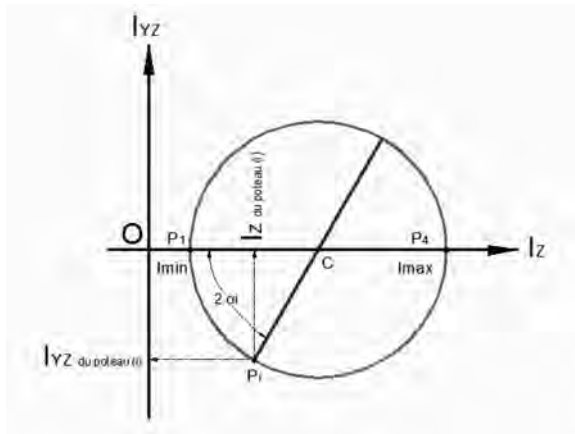


Figure 5. Construction du cercle des inerties

5. APPLICATION PRATIQUE

Comme application pratique, et pour illustrer la méthode de calcul exposée en section 3, nous analysons un château d'eau de capacité 1000 m³ posé sur un support en pilotis (Figure 6), implanté dans la ville d'El Meneaa (Ghardaia, Algérie) [1]. Les caractéristiques géométriques du réservoir sont résumées dans le tableau 1.

5.1. Calcul analytique

Les moments d'inertie axiaux (I_z^i et I_y^i) de chaque poteau rectangulaire P_i d'ordre (i), repéré par son angle α_i (ou β_i) (Figure 2), sont donnés par les relations (1 à 3). Les moments d'inertie axiaux (I_{z1}^1 et I_{y1}^1) de chaque poteau rectangulaire P_i sont donnés par les relations (4 à 5). Enfin les moments d'inertie axiaux (I_z^i , I_y^i) et le produit d'inertie I_{yz}^i de chaque poteau rectangulaire P_i sont donnés par les relations (17, 24 et 29). Nous avons consigné tous les résultats du calcul analytique effectué pour chaque poteau du support en pilotis en fonction de son angle α_i (ou β_i) dans le tableau 2 qui suit.

Nous constatons que le produit d'inertie du système de contreventement I_{yz} est nul. Nous déduisons que les axes OZ et OY du repère global de la structure sont des axes centraux principaux du système. Etant donné que les moments d'inertie atteignent les valeurs extrêmes ($I_{max}=I_{min}=I_z=I_y$), le moment d'inertie axial du contreventement par rapport à n'importe quel axe passant par le centre O du repère global vaut I_{max} . Cette orientation judicieuse des poteaux rectangulaires en forme d'étoile (Figure 6) procure au support un comportement équivalent à un support circulaire en forme d'anneau dont le moment d'inertie est le même dans tous les sens.

Un ingénieur civil qui négligerait ou omettrait les inclinaisons que font les poteaux du pilotis avec les axes OY et OZ du repère

Tableau 1 : Caractéristiques géométriques du réservoir surélevé.

Volume réel du réservoir	1000,00	m ³
Nombre de poteaux	12	
Dimensions des poteaux	0,70 x 0,90	m ²
Rayon de l'axe moyen du support en pilotis	5,10	m

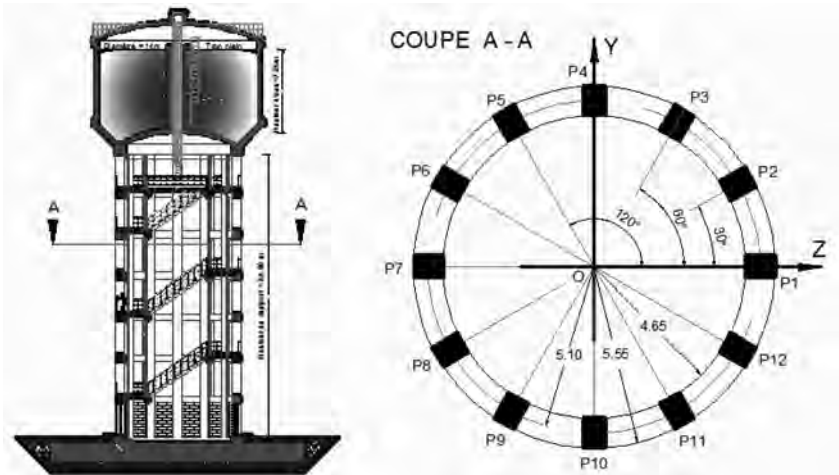


Figure 6. Coupe longitudinale du réservoir d'El Meneaa avec la coupe transversale de son support en pilotis [1].

Tableau 2 : Résultats récapitulatifs du calcul analytique des moments d'inertie.

N° du poteau	Angle $\beta(^{\circ})$	Angle $\alpha(^{\circ})$	I_y^i [m ⁴]	I_z^i [m ⁴]	I_{yz}^i [m ⁴]	I_{y1}^i [m ⁴]	I_{z1}^i [m ⁴]	I_{y1z1}^i [m ⁴]	I_y^i [m ⁴]	I_z^i [m ⁴]	I_{yz}^i [m ⁴]
1	00	90	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	16,43	0,03	- 0,00
2	30	60	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	12,33	4,13	- 7,10
3	60	30	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	4,13	12,33	- 7,10
4	90	00	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	0,03	16,43	0,00
5	120	- 30	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	4,13	12,33	7,10
6	150	- 60	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	12,33	4,13	7,10
7	180	- 90	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	16,43	0,03	0,00
8	210	- 120	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	12,33	4,13	- 7,10
9	240	- 150	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	4,13	12,33	- 7,10
10	270	- 180	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	0,03	16,43	0,00
11	300	- 210	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	4,13	12,33	7,10
12	330	- 240	0,03	0,04	0,00	0,03	16,43	0,00	12,33	4,13	7,10
					Somme		197,15		98,73	98,73	0,00

global l'amènerait à considérer que le moment d'inertie du support I_z , par rapport à l'axe OZ, est la somme des moments d'inertie I_{z1}^i , qui d'après le tableau 2, vaudrait 197.15 m⁴ au lieu de 98.73 m⁴. Le simple bon sens, incite à dire que la somme des moments d'inertie $\sum_{i=1}^{12} I_{z1}^i = 197.15 \text{ m}^4$, en soit n'a aucun sens physique. Cette confusion fortuite mais bien regrettable entre ces deux résultats qui présentent une grande analogie dans l'esprit des ingénieurs, peu expérimentés et moins aguerris aux calculs des rigidités (ou/et des moments d'inertie), nous conduira à surestimer la rigidité flexionnelle (EI) du support en pilotis. Cette surestimation de la rigidité du support aura pour conséquence de destiner l'ouvrage en question à des sollicitations sismiques d'une plus grande intensité pour les quelles il ne pourra pas résister dans la réalité étant donné que sa vraie rigidité est en-deçà de la rigidité supposée par l'ingénieur calculateur.

5.2. Construction graphique

La construction du cercle des inerties des poteaux du support en pilotis de notre application pratique est donnée dans la Figure 7, en suivant les étapes déjà énumérées en section (4.2).

- Les moments d'inertie axiaux ainsi que le produit d'inertie du poteau 1 correspondant à l'angle ($\alpha_1 = 90^\circ$), obtenus analytiquement sont : $I_{z1}^1 = 16.43 \text{ m}^4$, $I_{y1}^1 = 0.03 \text{ m}^4$ et $I_{y1z1}^1 = 0$.
- Nous localisons le point P_1 , représentatif du poteau 1, de coordonnées ($I_{y1}^1 = 0.03 \text{ m}^4$; $I_{y1z1}^1 = 0 \text{ m}^4$) sur l'axe OI_z des abscisses.
- Nous localisons le point C de coordonnées (16.46 m⁴, 0), désignant le centre du cercle des inerties sur l'axe OI_z des abscisses.
- Nous traçons le cercle de Mohr de centre C, de rayon $R = 8.20 \text{ m}^4$ et passant par le point P_1 .
L'axe Oz_1 du poteau 2 forme un angle de 30° par rapport à celui du poteau 1 dans la réalité (Figure 6). Le point P_2 devra parcourir le double (soit donc 60°) sur le cercle des inerties par rapport au point P_1 . L'axe Oz_1 du poteau 3 forme un angle de 60° par rapport à celui du poteau 1 dans la réalité

(Figure 6). Le point P_2 devra parcourir le double (soit donc 120°) sur le cercle des inerties par rapport au point P_1 . Avec la même démarche, nous pouvons placer sur le cercle des inerties les points représentatifs ($P_4, P_5 \dots$ et P_{12}) correspondant aux poteaux (4, 5 ... et 12).

Il est aisé de déduire que deux poteaux, dont les axes Oz_1 forment un angle droit dans la réalité, sont diamétralement opposés sur le cercle de Mohr tels que les points P_1 et P_4 ou les points P_2 et P_5 ou encore les points P_3 et P_6 .

Deux poteaux, dont les axes Oz_1 forment un angle plat (opposés) dans la réalité, sont confondus sur le cercle de Mohr tels que les points ($P_1 - P_7$, $P_2 - P_8$, $P_3 - P_9$, $P_4 - P_{10}$, $P_5 - P_{11}$ et enfin $P_6 - P_{12}$).

Nous nous rendons compte qu'à partir du seul poteau 1, nous pouvons aisément déduire tous les moments d'inertie (et produit d'inertie) des poteaux du support d'un réservoir surélevé par de simples rotations sur le cercle des inerties en fonction des inclinaisons des poteaux entre eux dans la réalité, en exploitant leur symétrie.

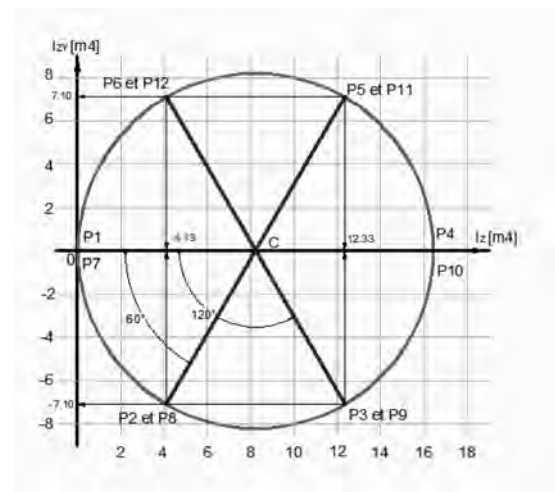


Figure 7. Construction du cercle des inerties des poteaux du support en pilotis du réservoir d'El Meneaa

6. CONCLUSION

Nous venons d'illustrer à travers cette contribution que le calcul des moments d'inertie (et produit d'inertie) des poteaux du support d'un réservoir sur pilotis peut être résolu analytiquement ou graphiquement. Avec un exemple pratique, nous sommes arrivés à mettre en évidence que l'approche analytique proposée présente des équations pas trop complexes et donne lieu à des résolutions simples. La démarche de résolution proposée n'est pas complexe d'utilisation, et s'accommode aisément d'une programmation avec Matlab ou simplement sur un classeur Excel. Quant aux lecteurs amateurs de solutions graphiques, ils auront trouvé une procédure élégante de la déduction des moments d'inertie de chaque poteau par rapport à l'axe O_z , à partir du cercle de Mohr par la seule connaissance des moments d'inertie axiaux (I_{z1}^1 et I_{y1}^1) du poteau P_1 . Cette construction graphique du cercle des inerties résulte de l'adaptation de la méthode de l'évaluation des caractéristiques des sections planes.

A travers l'exemple pratique que nous avons traité, nous avons pu démontré que l'omission de la prise en compte de la rotation des axes principaux de chaque poteau constituant le pilotis par rapport à l'axe horizontal OZ du repère global de la structure peut altérer d'une manière significative la précision des calculs qui peuvent en découler, en terme d'évaluation de la force sismique et de réponse sismique de la structure. Il va sans dire que les conclusions et interprétations qui seront déduites de ces résultats seront très éloignées de la réalité.

REMERCIEMENTS

Les auteurs tiennent à présenter leurs remerciements au Bureau d'études African Geosystem Company (<http://www.agc-dz.com>) qui a mis à leur disposition la documentation de l'exemple pratique.

RÉFÉRENCES

- [1] AGC-Egis. Etude d'exécution d'un réservoir surélevé circulaire en béton de capacité 1000 m³ de la ville d'El Menea. Rapport interne, 2014 ; 45p.
- [2] Birot P. Travaux récents sur la mécanique des roches – Le colloque de Santa Monica. Annales de géographie, 1968 ; 77 (419) : 85-86.
- [3] Costabel P. Histoire du moment d'inertie. Revue d'histoire des sciences et leurs applications, Tome 3, 1950 ; 4 : 315-336.
- [4] DTR B-C 2-48, Règles parasismiques algériennes (RPA 99 - addenda 2003), CGS, Alger, juin 2003.
- [5] Hammoum H., Bouzelha K., Hannachi N.E. Etude au séisme d'un réservoir surélevé en béton armé. Annales du BTP, 2016 ; 2 : 20-32.
- [6] Hammoum H., Morsli S., Tabellout L., Kouchah K., Bouzelha K. Analyse des contraintes de traction dans le support d'un réservoir circulaire surélevé en béton armé sous l'action sismique, Colloque international sur la caractérisation et la modélisation des matériaux et des structures, CMMS14, Tizi Ouzou, Algérie, 12-13 Novembre 2014.
- [7] Pissarenko G., Yakovlev A., Matveev V. Aide mémoire de résistance des matériaux, Editions Mir, Moscou ; 1975.

JOURNÉES TECHNIQUES

GC'2019

**Le Génie Civil au cœur des mutations
technologiques et numériques**

**INVITATION FINALE
Programme-Inscription**

20 et 21 mars 2019

**ESTP PARIS
28 rue du Président Wilson
94230 CACHAN**



MESSAGE DES ORGANISATEURS

Les projets de construction sont confrontés à de nombreux défis et difficultés, tels que l'hygiène, la santé et la sécurité sur les chantiers de construction, la gestion de la main d'œuvre et la maîtrise des coûts, les difficultés de conception et de planification ou la gestion des plans et des interfaces, ainsi qu'une parfaite coordination des différents acteurs. L'avenir de l'industrie de la construction est numérique et construit sur une approche holistique qui associe toutes les parties impliquées. Le résultat : des structures fonctionnelles et pérennes, des processus efficaces, des coûts inférieurs, moins de temps de construction et une qualité supérieure dans tout le cycle de vie des ouvrages.

Cela nécessite de créer une mutation numérique et technologique, de développer le numérique à chaque étape de la construction, d'accompagner l'action humaine dans l'acte de construire en réduisant les tâches ingrates et en assurant la maintenance, l'entretien et le suivi du comportement des ouvrages au cours du temps.

La croissance démographique et urbaine, la transformation des modes de vie et de consommations, la rarefaction des ressources, les menaces environnementales, le déclin de la biodiversité, les tensions économiques et sociales, la révolution digitale, rendent la mutation numérique plus prégnante et rendent cette mutation indispensable pour l'industrie de la construction.

Les journées GC'2019 vont permettre d'analyser les réponses apportées par notre profession en démontrant son intelligence et sa capacité à relever les défis face à ces enjeux majeurs du numérique dans la construction et à catalyser une nouvelle dynamique. Ces journées se concentrent sur l'environnement et la motivation pour la mise en œuvre de la robotique et du numérique. Elles visent à identifier les principaux vecteurs de développement, à identifier les différences régionales et à décrire les progrès dans les domaines clés. L'objectif est de retracer également l'émergence et le changement des stratégies de développement au fil du temps. Ces journées identifieront les réalisations pratiques, et décriront les innovations, les développements clés pour l'avenir et la mobilisation de la recherche pour développer le numérique dans toutes les composantes de l'acte de construire. Il s'agit de valoriser les bonnes pratiques, d'analyser comment les nouvelles technologies vont impacter la conception des ouvrages et la réalisation des chantiers, de faire le bilan des progrès significatifs qui ont été réalisés et des changements importants qui vont permettre de construire l'avenir.

COMITÉ SCIENTIFIQUE ET D'ORGANISATION

Président : Emmanuel Ferrier

Vice-président : Bruno Godart

Membres : Sophie Burns, Ludovic Casabiel, Nadjet Daoud, Chafika Djelal-Dantec, Patrick Guiraud, Jocelyne Jacob, Gaël Le Bloa, Claude Le Quéré, Bernard Quéneé, Christophe Raulet, Noël Richet, Michel Royer-Muller, Alain Simon, Nastaran Vivan.

MOT DU PRÉSIDENT DE L'AFGC

Au nom de l'Association Française de Génie Civil, je suis heureux de vous inviter à nos **Journées Techniques GC'2019**. Nous souhaitons à cette occasion réunir l'ensemble des acteurs du génie civil qui souhaitent échanger et s'informer sur les évolutions récentes des connaissances scientifiques et techniques. Le thème de ces journées est le **Génie Civil au cœur des mutations technologiques et numériques**.

Les progrès du numérique et des NTIC (Nouvelles Technologies de l'information et de la Communication) ces dernières années ont conduit différentes industries à s'orienter vers la troisième révolution industrielle et une utilisation de plus en plus prononcée de la robotisation, de l'impression 3D, de l'intelligence artificielle, de la réalité augmentée, de la réalité virtuelle, du drone, et surtout du BIM (Building Information Modeling ou modélisation des informations de la construction) que l'on peut assimiler à un processus de modélisation intégré de la conception à la maintenance, en passant par la production. Même si ces innovations parviennent plus tardivement dans le domaine de la construction, de nombreux exemples en France ou à l'étranger démontrent l'importance de la mutation technologique et numérique en Génie Civil, et il est important pour nous d'en mesurer les enjeux.

Les conférences proposées sont réparties en 6 sessions qui traitent respectivement du BIM au service de la construction des ouvrages, du BIM comme « outil multiservice », de la réalité augmentée... à l'intelligence artificielle, du numérique au service de la fabrication et des nouvelles technologies au service de la maintenance, la sixième session étant consacrée à une présentation des activités des différents groupes techniques de notre Association. Un espace posters est également prévu pour accueillir des présentations de travaux en phase avec le thème de nos journées. En outre, cette année nous innovons en organisant un atelier de travail « Défi modélisation » offrant la possibilité aux jeunes ingénieurs de participer à une compétition de modélisation aux éléments finis.

Notre rencontre sera également l'occasion de visiter le chantier de construction de la nouvelle gare d'Arcueil – Cachan de la ligne 15 du Grand Paris Express où sera creusé le puits destiné à accueillir le futur tunnelier début 2019. Enfin, nous aurons le plaisir de partager ensemble un moment convivial lors de la soirée privée qui sera organisée dans la salle du Haut Conseil de l'Institut du Monde Arabe avec une superbe vue sur l'île de la Cité.

Je remercie les membres du Comité scientifique et d'organisation pour les efforts qu'ils ont déployés afin de préparer au mieux cette manifestation, les confédérés pour la qualité de leur contribution, les participants que j'espère nombreux, nos deux sponsors de la soirée (CIBéton et ConstruirAcier), l'ESTP pour son accueil, et je souhaite une grande réussite à ces journées GC'2019.

Bruno Godart



INSCRIPTIONS

Droits d'inscription pour les participants aux deux journées techniques	Droits d'inscription pour les personnes accompagnantes à la soirée privée
Membres AFGC	500 € TTC
Non Membres AFGC	600 € TTC
Universitaires Membres de l'AFGC	200 € TTC
Universitaires non Membres de l'AFGC	250 € TTC
	100 € TTC

Les droits d'inscription aux Journées GC'2019 comprennent l'accès à l'ensemble des conférences, les textes complets des conférences (au format pdf sur une clé USB et volume imprimé contenant les résumés), les déjeuners, les pauses café, la soirée privée à l'Institut du Monde Arabe, les transferts en car (soirée) et la visite de chantier.

Inscriptions en ligne à partir du 7 janvier 2019 sur le site de l'AFGC :
www.afgc.asso.fr

Les étudiants devront obligatoirement s'inscrire par mail pour assister gratuitement uniquement aux conférences dans la limite des places disponibles.
Contact : Nadjet Daoud - tél : 01 85 34 33 18 - mail : afgc@afgc.asso.fr

HÔTELS

Nom de l'hôtel	Adresse	Prix d'une chambre (en €)
Mercurie *** Paris Porte d'Orléans	13, rue François Ory - 92120 - Montrouge Tel : 0 825 80 09 09	à partir de 139
Comfort Hotel Paris Sud ***	2 Rue Mirabeau - 94230 Cachan Tel : 01 45 47 18 00	à partir de 104
Ibis Budget ** Paris Porte d'Orléans	15-21 Boulevard Romain Rolland - 75014 Paris Tel : 0 892 68 05 39	à partir de 79
Séjours & Affaires Paris Bagneux **	204 Avenue Aristide Briand - 92220 Bagneux Tel : 01 78 16 69 50	à partir de 69

DÉPLACEMENTS

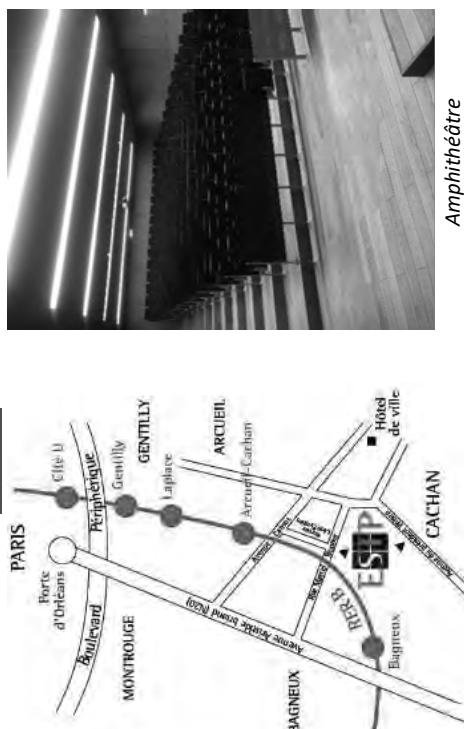
Des cars seront mis à disposition pour les transferts au départ de l'ESTP vers l'Institut du Monde Arabe. Le retour en car à Cachan le 20 au soir, à l'issue de la soirée privée, sera assuré.

LIEU DES CONFÉRENCES

ESTP PARIS

Nouveau Bâtiment
28 avenue du Président Wilson - 94230 CACHAN

Tél : 01 49 08 56 50 - www.estp.fr - Accès RER B : Station Arcueil-Cachan



Amphithéâtre



Nouveau bâtiment de l'ESTP

INFORMATIONS GÉNÉRALES

Exposition technique

Un espace d'exposition technique de 350 m² est proposé aux entreprises, laboratoires et industriels intéressés à la promotion de leur savoir-faire et de leurs produits.

Contact : Patrick GUIRAUD Tél : 01 55 23 01 08 - Mobile : 06 07 06 77 15

E-mail : p.guiraud@cimbeton.net

Espace posters

Un espace poster est mis à disposition des participants (chercheurs, universitaires ...) souhaitant présenter les résultats de leurs travaux en phase avec le thème des journées.

Contact : Michel ROYER-MULLER Tél : 01 55 23 02 38 - Mobile : 06 99 34 12 28

E-mail : michel.royer-muller@construiraier.fr

MERCREDI 20 MARS 2019

8h30 :	Accueil des participants
9h00 :	<i>Allocation de bienvenue et présentation de l'ESTP, Florence DARMON, Directrice de l'ESTP</i>
9h15 :	<i>Présentation des journées, Bruno GODART, Président de l'AFGC</i>
Session 1 : Le BIM au service de la construction des ouvrages Président de séance : Jean-Bernard DATRY	

9h30	La paramétrisation au service de la conception et de la modélisation des structures <i>Philippe CLOSSET, Manuel ELIAS, Cédric RICHARD (Greish)</i>
9h45	De l'acquisition à l'optimisation des projets grâce à des outils graphiques <i>Ludvine COMELIAU, Christophe PEIGNEUX, Sébastien SERET (Greish)</i>
10h00	Applications du BIM pour les études d'ouvrages d'art <i>Azouz BENNOUI, Latifa HADDAD, Thomas MASSÉ, (Systra)</i>
10h15	BIM, « I » pour information, chamboulement dans les process en phase étude des infrastructures <i>Denis LE ROUX (Setec ALS)</i>
10h30	Connecter le BIM aux outils-métiers du génie civil <i>Victor MAFFI-BERTHIER (INGEROP)</i>
10h45	Questions
11h00 - 11h30	Pause-café et présentation des posters

Session 2 : Le BIM : un outil « Multiservice »
Présidente de séance : Claude LE QUÉRÉ

11h30	Projet National MINnD - Prénormatisation des informations descriptives des infrastructures souterraines et des ouvrages d'art <i>Pierre BENNING (Bouygues TP), Florent ROBERT (CETU)</i>
11h45	Initiative originale et innovante mettant en œuvre des outils BIM et élargissant leurs usages <i>Bertrand PALLUD, Gorceaz RAZVAN (Hilti)</i>
12h00	BIM xD : Les données au service du contrôle de production en BIM <i>Guillaume HERVOCHES (Setec TPI)</i>
12h15	Construction, déconstruction, réemploi de la structure : Le numérique au service de l'économie circulaire <i>Ingrid BERTIN (Architecte DE HMONP Setec TPI et Doctorante Laboratoire Navier)</i>

RÉSUMÉ DU PROGRAMME

MERCREDI 20 MARS		JEUDI 21 MARS
MATIN	EXPO ET POSTERS	SESSION 1 SESSION 2
APRES-MIDI	EXPO ET POSTERS	SESSION 5 SESSION 6
SOIRÉE		VISITE TECHNIQUE
TRANSFERT EN CAR		
SOIRÉE PRIVÉE		



Chantier de la Gare d'Arcueil-Cachan
Photo Société du Grand Paris

12h30 Digitaliser le cycle de vie de l'infrastructure
Michel AROICHANE, Yaarab AUDI, Fabrice DEL AGUILA, (SIXENSE Group)

12h45 Questions

13h00 - 14h15 Déjeuner

Session 3 : De la Réalité Augmentée...à l'Intelligence Artificielle

Président de séance : Bruno GODART

14h15 Réalité augmentée au service des chantiers
Raphaël GUEULET (Dodin Campenon)

14h30 Réalité virtuelle et impression 3D
Sébastien BROS (Dodin Campenon)

14h45 Retour d'expérience de la réalité augmentée sur chantier
Paul SANCEY (NGE)

15h00 CAP3D, un outil d'aide à la décision
Lionel MILESY (CAP - Vinci Construction)

15h15 Enjeux et potentialités liés à l'utilisation de l'Intelligence Artificielle dans le domaine des infrastructures
Thibault PRÉVOST (Chargé de mission à la direction de la recherche et de l'innovation du Ministère de la transition écologique et solidaire)

15h30 Questions

15h45 - 16h15 Pause-café et présentation des posters

Session 4 : Les Groupes de travail du CST
Président de séance : Emmanuel FERRIER

16h15 Bétons et Microorganismes
Alexandra BERTRON (Insa Toulouse)

16h30 Utilisation d'armatures composites pour le béton armé
Sylvain CHATAIGNER (IFSTTAR), Laurent MICHEL (Université Lyon 1)

16h45 DIOGEN : Base de données d'impacts environnementaux des matériaux pour les ouvrages de génie civil
Tiffany DESBOIS (CEREMA), Adélaïde FERAILLE (ENPC)

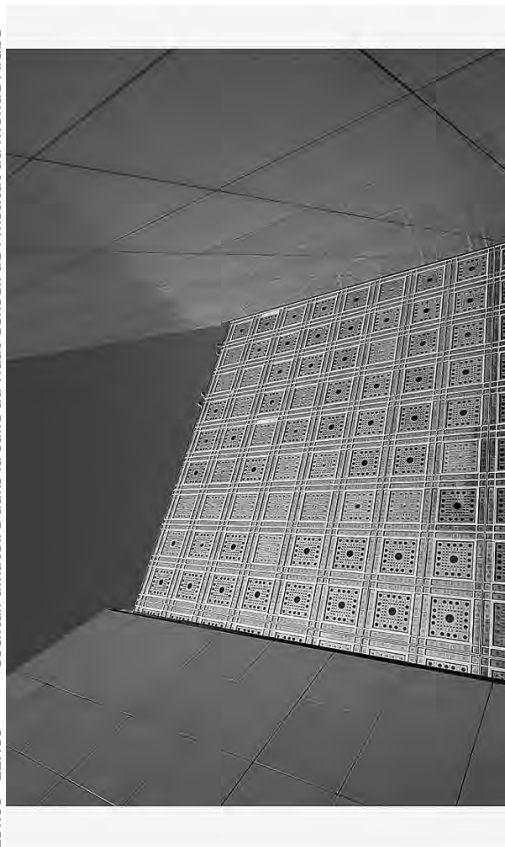
17h00 Utilisation des éléments finis en Génie Civil
Didier GUTH (Arcadis), Claude LE QUÉRÉ (Egis)

17h15 Bien prescrire les bétons des ouvrages de Génie Civil
Patrick GUIRAUD (CIMbéton)

17h15 Évaluation structurale et conception de réparations des ouvrages d'art en maçonnerie
Anne-Sophie COLAS (IFSTTAR), Thomas STABLON (Arcadis)

17h30 Départ vers l'Institut du Monde Arabe

19h00 - 22h00 Cocktail dînatoire dans la salle du Haut Conseil de l'Institut du Monde Arabe



© IMA / Fabrice Cateloy



© IMA



© IMA / Delagarde

Adresse : 1, rue des Fossés-Saint-Bernard, Place Mohammed-V - 75005 Paris

Accès :

Métro : Jussieu, ligne 7 : 550 mètres, 7 minutes
Cardinal Lemoine, ligne 10, 550 mètres, 6 minutes

Bus : Lignes 24, 63, 67, 86, 87, 89

Parking public : Maubert Collège des Bernardins
39, bd Saint-Germain 75005 - 01 43 26 97 01

11h30 Evaluation de la durabilité du béton armé vis-à-vis des ions chlorure à l'aide de capteurs noyés dans le béton versus des auscultations en parement
Véronique BOUTELLER, Géraldine VILLAIN (IFSTTAR), Benoît THAUVIN (CEREMA), Myriam BOUCHOU, Elisabeth MARIE-VICTOIRE (LRMH)

11h45 La surveillance des structures avec la suite connectée Captae®. Datae
Olivier ANTERRIEU, Francesco CORNACCHIOU, Mansour LASSOUED (Lerm Setec)

Questions

Présentation de la visite technique

12h00 Déjeuner

VISITE TECHNIQUE

La nouvelle gare d'Arcueil-Cachan



Chantier de la Gare d'Arcueil-Cachan
Photo Société du Grand Paris

JEUDI 21 MARS 2019

Accueil des participants

Session 5 : Le numérique au service de la fabrication

Président de séance : Christian CREMONA

8h45 Extrusion robotisée de matériaux cimentaires
Olivier BAVEREL, Justin DIRRENGER, Romain DUBALLET, Vivien ESNAULT (Laboratoire Navier, Ecole des Ponts, IFSTTAR, CNRS)

9h00 Manipulation robotisée de blocs en environnement complexe de type chantier, via deep learning
Olivier BAVEREL, Jean-François CARON, Vianney LOING (Laboratoire Navier, ENPC/IFSTTAR/CNRS), Mathieu AUBRY, Renaud MARLET (Laboratoire Imagine, ENPC/UMLV/CNRS)

9h15 Construction robotisée de structures complexes en bois
Olivier BAVEREL, Jean-François CARON, Cyril DOUTHE, Tristan GOBIN, Romain MESNIL (Laboratoire Navier, Ecole des Ponts, IFSTTAR, CNRS)

9h30 Des innovations digitales au service des acteurs du Génie Civil
Xavier INDA GALLUR (Consolis)

9h45 Traçabilité intelligente : la coopération des acteurs au service de l'efficacité du secteur
Roland MELET (360SmartConnect)

Questions

10h15 - 10h45 Pause-café et présentation des posters

Session 6 : Maintenance et nouvelles Technologies

Président de séance : Christian TRIDON

10h45 Les inspections de structures par drone : dernières avancées technologiques
Thibault CHATILLON, Renaud LECONTE (Diades)

11h00 Des technologies de post-contrainte extérieure innovantes pour répondre aux enjeux de la durabilité des structures
Jérémie BAUMGARTNER, Mathias KAMINSKI, Claude NEANT (ETIC), Alain SIMON (Eiffage Génie Civil)

11h15 Les inspections de tunnels à distance : une nouvelle méthode moins contraignante et plus efficace ?
Sébastien FRACHON, Benjamin POLI (Diades)

POSTERS

Béton renforcé de fibres d'acier de Bekaert en théorie et en pratique: conception avec SCIA
Engineer 18
Dieter SCHOETTERS (SCIA)

Poutre hybride acier- béton : une alternative pour les grandes portées
*Piseth HENG (INSA de Rennes), Clémence LEPOURRY (INSA de Rennes, Ingenova),
Hugues SOMJA (INSA de Rennes), Franck PALAS (Ingenova)*

Dimensionnement sismique du Sheikh Jaber Al-Hamad Al-Sabah Causeway au Koweït :
difficultés dues aux prescriptions normatives
Mohamed AKRAA, Georges MAURIS, Serge MONTENS, Aurélie VIVIER (Systra)

Le Guide de dimensionnement SMARTCOCO pour les structures hybrides Béton-Acier
*Hervé DEGEE (Université de Hasselt), Mohammed HIAI, Quang Huy NGUYEN, (INSA de
Rennes), André PLUMIER (Département ARGENCO, Université de Liège), Hugues SOMJA
(INSA de Rennes)*

Influence des conditions de bétonnage sur le comportement à l'arrachement de chevilles
d'ancrage courtes
Fabien DELHOMME (INSA de Lyon), Clément HERVÉ, Thierry ROURE (EDF)

Développement de matériaux composites en textile mortier (TRC) et isolation innovante
intégrant des matériaux à changement de phase
*Zakaria Ilyes DJAMAI, Ferdinando SALVATORE, Amir SI LARBI (Université de Lyon, Ecole
Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne (ENISE), Laboratoire de Tribologie et de Dynamique
des Systèmes (LTDS))*

JOURNÉES TECHNIQUES

GC'2019



CONTACTS

Secrétariat des journées techniques

AFGC – 42 rue Boissière – 75116 Paris
Nadjet Daoud
Tél : 01 85 34 33 18
E-mail : afgc@afgc.asso.fr

Exposition technique
Patrick GUIRAUD
Tél. : 01 55 23 01 08
Mobile : 06 07 06 77 15
E-mail : p.guiraud@cimbeton.net

Espace Posters
Michel ROYER-MULLER
Tél. : 01 55 23 02 38
Mobile : 06 99 34 12 28
E-mail : michel.royer-muller@construiracier.fr

Site: www.afgc.asso.fr





5^e édition EDUBIM : Journées de l'enseignement et de la recherche autour du BIM et de la maquette numérique

Appel à présentations pour la journée enseignants du 16 mai 2019

Depuis plusieurs années les cursus de formation se sont ouverts au BIM et aux outils permettant de manipuler des maquettes numériques. L'introduction de ces outils dans nos enseignements provoque inévitablement des transformations. En complément des plateformes de partage en ligne telles qu'EduScol, des enseignants et formateurs ont éprouvé le besoin de se rencontrer et de confronter leurs méthodes d'enseignement, ainsi que de partager des cas d'étude donnés à des apprenants. Ils contribuent ainsi à la fois à des avancées dans le domaine enseigné (génie civil, génie urbain, architecture, etc.) et à l'élaboration de nouvelles approches pédagogiques.

Depuis 2015, les Journées EDUBIM permettent de disposer de cet espace d'échange et de rencontre autour du BIM destiné aux enseignants, aux chercheurs et aux formateurs. La prochaine session se déroulera **les 15 et 16 mai 2019** dans les locaux de **l'École normale supérieure Paris-Saclay à Cachan**. Ces Journées rassemblent des acteurs à tous les niveaux de formation, dans toutes les spécialités, débutants ou spécialistes. Le programme des Journées est en grande partie composé de présentations de situations pédagogiques, de cas concrets de projets d'étude et des retours d'expériences de professionnels et d'apprenants. Des temps de discussion sont également aménagés dans le programme et des ateliers de formation seront proposés aux participants.

L'objet de cet appel est donc d'inviter toute personne souhaitant réaliser une présentation à l'occasion des Journées EDUBIM2019 de nous faire parvenir une proposition de présentation sous forme d'un article de quelques pages et d'un résumé de 10 lignes.

Les propositions sont attendues au plus tard le 14 janvier 2019, elles sont à déposer directement sur le site internet de la conférence <https://edubim2019.sciencesconf.org> où vous trouverez également un modèle avec la mise en page pour les articles

A l'issue des Journées, ces articles et les présentations seront publiés sur internet. Ils nous permettent ainsi de partager et capitaliser le contenu de ces Journées.

Si vous avez des questions, ou besoin de renseignements avant de nous soumettre un article vous pouvez contacter Vincent Lefort, Responsable des Journées enseignants (vincent.lefort@univ-pau.fr - 05 59 57 44 83).

Le réseau EDUBIM entretient un lien fort avec les entreprises : le projet national MIN²D est à son origine et le soutient (<https://www.minnd.fr>).

L'édition 2019 bénéficiera d'un partenariat resserré avec l'éducation nationale.

Les présentations attendues pourront traiter notamment des domaines suivants :

Ingénierie pédagogique

- Apprentissage du travail collectif
- L'enseignement des outils nouveaux et des leurs contextes d'utilisation
- Les méthodes pédagogiques propres à de tels outils
- Apprentissage de compétences techniques spécifiques / apprentissages de savoir-faire globaux
- Développement de descripteurs de compétences.

Enseignement des compétences techniques

- Les liens SIG / outils du BIM et toutes les problématiques de situation spatiale.
- Les normes et standards (IFC) et leur apport à l'interopérabilité.
- La construction d'ontologies propres au domaine.
- Des exemples d'outils contribuant au développement durable : conditions sociales et managériales des phases de destruction et de recyclage des bâtiments, voies et ouvrages.

Enseignement des aspects économiques et organisationnels

- Les processus métiers, la modélisation des nouveaux processus métiers.
- Les conditions et les processus de l'innovation dans ce nouveau contexte défini par le BIM.
- Évolution des Business model.
- Le lean management et le BIM.
- Les outils de PLM.

Enseignement des sciences humaines et sociales

- Les évolutions des métiers, du point de vue de la sociologie des métiers : par exemple entre architectes et ingénieurs.
- Les aspects juridiques du BIM : droit des données, évolution du droit des contrats avec le numérique.
- Évolution des notions de risque, de confiance.

Les présentations de promotion pour une formation ne seront pas acceptées.

Comité de la journée enseignants (en cours de finalisation) :

- Marie Bagieu ESITC Caen,
- Gaëlle Baudoin, Université Clermont Auvergne
- Nader Boutros, ENSA Paris Val de Seine
- Cédric Dziubanowski, Académie de Nantes
- Carole Fabre, Académie de Bordeaux
- Dominique Lefèvre, ISA BTP Anglet
- Vincent Lefort, ISA BTP Anglet (Responsable du programme de la journée enseignants)
- Didier Magnier, Académie de Versailles
- Emmanuel Natchitz, ELVP Paris
- Kelly Olivier, IUT de Rennes
- Eve Ross, UTC de Compiègne
- Aurélie Talon, Université Clermont Auvergne
- Régine Teulier, I3 Paris-Saclay

Comité d'organisation :

- Clément Desodt, ENS Paris-Saclay
- Xavier Jourdain, ENS Paris-Saclay

Annonce Workshop CND&DVDC

Regards Croisés sur les Méthodes
Avancées en Caractérisation,
Laboratoire et In-situ, du
Vieillissement et de
l'Endommagement des Enrobés
Bitumineux

11 et 12 juin 2019, Campus Universitaire de
Génie Civil, 19300 Egletons

Contexte :

Ce Workshop s'inscrit dans le cadre du projet ANR-MOVEDVDC (Modélisation du Vieillissement et de l'Endommagement pour l'Évaluation de la Durée de Vie des Chaussées). Le projet cible un des verrous scientifiques majeurs identifiés dans le Projet National DVDC, celui de l'évaluation de l'état de vieillissement et d'endommagement des matériaux bitumineux. Il vise à caractériser les performances mécaniques résiduelles des matériaux composant les couches d'assise, et leur évolution dans le temps, deux paramètres nécessaires pour les calculs de durée de vie des chaussées, et le dimensionnement des solutions d'entretien et de renforcement.

Objectif :

Le but de ces journées est de s'interroger sur les possibilités d'enrichir les essais classiques, réalisés en laboratoire, de caractérisation des enrobés bitumineux (modules complexes, fatigue, fissuration

et retrait empêché) par une instrumentation multi-physique permettant de définir des indicateurs de vieillissement et d'endommagement de matériaux prélevés sur des chaussées en service. Pour les essais in-situ, l'usage des outils de contrôle non destructif dans l'auscultation et la surveillance des structures routières fera l'objet d'un focus particulier.

Préprogramme :

Mardi 11 juin 2019 14H : dans le cadre du Projet MOVEDVDC, les différentes méthodes de caractérisation du « vieillissement » et de « l'endommagement » des enrobés bitumineux et leurs limites actuelles feront l'objet d'échanges scientifiques. Cette demi-journée sera organisée autour d'une visite du laboratoire GC2D. Des démonstrations d'essais seront proposées dans l'environnement laboratoire mais également in-situ avec l'emploi d'outils CND adaptés. Enfin, dans le cadre de la thématique Infrastructures Intelligentes, une présentation des projets et travaux de voirie innovante (notamment sur les aspects instrumentation et intelligence de la route) de la ville d'Egletons sera proposée avec l'implication des partenaires professionnels et les établissements proposant une activité de R&D.

Mercredi 12 juin 2019 : des conférences plénières animées par des experts de la mesure physique (mesures basées sur la propagation d'ondes mécaniques et électromagnétiques, mesures optiques et mesures par thermographie infrarouge). Des stands animés par des entreprises spécialisées dans l'usage et/ou le développement d'instrumentation physique accompagneront les sessions techniques.

A qui s'adresse le Workshop :

- Chercheurs et enseignants-chercheurs intéressés par la caractérisation des performances mécaniques des matériaux hétérogènes et/ou viscoélastiques ;
- Professionnels de l'instrumentation et des mesures physiques ;
- Bureaux d'études et centres d'expertise spécialisés en inspection et diagnostic des structures routières ;
- Maîtres d'ouvrages et gestionnaires routiers.

Appel à posters :

Il est proposé aux participants de présenter leurs travaux relatifs aux thèmes abordés par le Workshop sous la forme d'un résumé étendu de 2 à 4 pages et d'un poster.

Mots-clés : CND, Mesures Physiques, Matériaux bitumineux, hétérogénéité, viscoélasticité, vieillissement, endommagement, fissuration.

Calendrier et contact :

1 mars 2019 : date limite pour manifester votre intérêt. Pour manifester votre intérêt et nous aider dans l'organisation logistique, merci de prendre contact avec l'organisateur Mokhfi TAKARLI à l'adresse suivante mokhfi.takarli@unilim.fr ou par téléphone au 06 30 33 60 60.

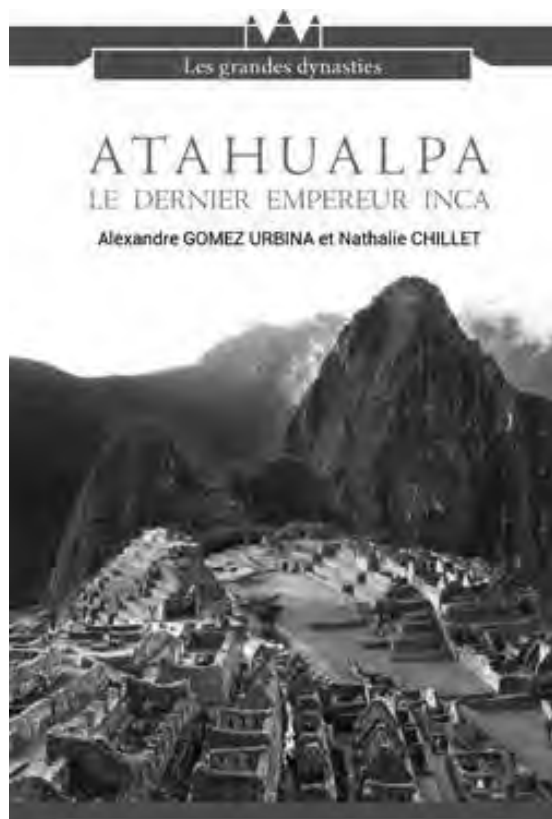
5 avril 2019 : date limite de réception du résumé en format Word. Le modèle du résumé et les recommandations aux auteurs sont disponibles sur le lien suivant : <https://www.unilim.fr/recherche-gc/workshop-cnd-dvdc/>

26 avril 2019 : retour des expertises scientifiques.

ATAHUALPA, LE DERNIER EMPEREUR INCA

Alexandre GOMEZ URBINA

MA
éditions



Paru le 23 janvier 2019

Amérique du Sud, XVI^e siècle

Atahualpa, fils de l'Empereur Huayna Capac, est un jeune Inca contraint à l'exil, et qui se trouve devant un choix ardu : suivre un destin promis par les étoiles ou tenter de réaliser ses rêves. Pris en tenaille entre le poids des traditions et l'arrivée des colons espagnols, il devra se lancer dans un voyage riche en péripéties. Dans sa quête spirituelle, il plongera au cœur de mystères millénaires pour découvrir sa propre voie.

Ce récit est librement inspiré de l'histoire du dernier empereur Inca à l'heure de la colonisation espagnole sur fond de recherche de l'Eldorado. Il reprend les principales légendes transmises oralement dans la tradition péruvienne. Le héros fera des découvertes toutes plus surprenantes les unes que les autres, concernant les lignes de Nazca, les pyramides, les autres dimensions, le rôle des anges, l'au-delà... Dans une recherche effrénée pour contrer une prophétie funeste, il sera plongé dans ses pires cauchemars et devra puiser dans des ressources spirituelles oubliées pour espérer une issue favorable...

Alexandre Joseph Gomez Urbina est ingénieur informaticien et consultant de formation, dans les domaines de la sécurité et des réseaux. Il a écrit de nombreux livres sur la sécurité informatique, il est l'auteur notamment de la série de livres Hacking Interdit. Il pratique le sport à un niveau national, et s'est intéressé à la préparation mentale, appuyé par plusieurs entraîneurs de très haut niveau. Il est sans cesse en quête de connaissances susceptibles de lui apporter le même niveau de contrôle sur lui que celui qu'il exerce sur la technologie informatique. Cette quête a mené à la rédaction de L'Envie de gagner, aux éditions Editions MA-ESKA. Il a publié divers livres chez Amazon Kindle : Par l'argent ou par le plomb-châtiment impitoyable ; Les Aventures de Chapuchino ; Voisins intimes ; La Folie de réfléchir...

Nathalie Marie-Claudine Elisabeth Chillet est adjoint administratif aux Hospices Civils de Lyon. Elle a pratiqué le basketball au niveau national pendant plusieurs années. En parallèle, elle a obtenu une maîtrise Sport Exercice Santé Handicap. Elle s'est particulièrement penchée durant ses études sur la préparation mentale des sportifs.

BON DE COMMANDE

☐ Je désire recevoir exemplaire(s) de l'ouvrage : « **Atahualpa, le dernier empereur Inca** » -

Code EAN 978-2-8224-0579-9

Prix : 22,00 € + 1,00 € de frais de port, soit € x exemplaire (s) = €

Je joins mon règlement à l'ordre des Editions ESKA :

☐ Carte Bleue Visa n°

☐ chèque bancaire

☐ Date d'expiration :

☐ Signature obligatoire :

☐ par Virement bancaire au compte des Editions ESKA

Etablissement BNP PARIBAS – n° de compte : 30004 00804 00010139858 36

IBAN : FR76 3000 4008 0400 0101 3985 836 BIC BNPAFRPPCE

☐ Je souhaite recevoir une Convention de formation

Société / Nom, prénom :

Adresse :

Code postal : Ville : Pays :

Tél. : Fax : E-mail :

Veuillez retourner votre bon de commande accompagné de votre règlement à l'adresse suivante :

MA Editions - ESKA – Contact : adv@eska.fr

12, rue du Quatre-Septembre – 75002 Paris - France - Tél. : 01 42 86 55 75 - Fax : 01 42 60 45 35

recommandations aux auteurs

CONTEXTE GÉNÉRAL

Les Annales du BTP sont avant tout une revue technique francophone s'adressant à un public d'ingénieurs et de décideurs œuvrant dans les multiples secteurs du BTP au sens le plus large du terme, à savoir la construction, le bâtiment, les travaux publics, l'ingénierie, les infrastructures urbaines et territoriales.

Les grands enjeux sous-tendus dans tout article pouvant paraître dans la revue sont à mettre en regard avec les problématiques d'aujourd'hui, progrès et innovation technologiques, développement économique dans le respect de l'environnement, valorisation des produits de la recherche dans le monde professionnel, défense du secteur de la construction dans l'économie mondiale...

Les auteurs sont invités à prendre en considération ces aspects dans toute leur diversité. Beaucoup d'articles en effet ne manqueront pas de se baser sur une présentation de travaux de recherche, qu'elle soit fondamentale ou appliquée. Néanmoins, à la différence d'une revue scientifique, les Annales attendent de ses contributeurs plus une description exhaustive de l'intérêt que leurs travaux pourraient présenter à la communauté professionnelle qu'une description précise de leur cheminement intellectuel.

Quand un article est le prolongement d'un colloque ou d'une rencontre scientifique, l'auteur devra donc veiller dans la réécriture à ne pas trop détailler sa démarche, mais à montrer l'intérêt de sa recherche pour le lectorat de la revue, en montrant en particulier dans l'introduction et la conclusion quels étaient ses grands objectifs. Il ne s'approfondira pas plus que nécessaire sur l'aspect scientifique, sachant que le lecteur ne sera pas forcément un spécialiste de sa discipline. En un mot l'auteur doit chercher à vulgariser son discours.

PRÉSENTATION DU MANUSCRIT

Le texte doit être soumis sous format électronique .doc ou .odt envoyé au rédacteur en chef François BUYLE-BODIN à l'adresse annalessbtp@gmail.com

En cas de refus de transmission pour cause de lourdeur des fichiers, l'auteur pourra envoyer un cédérom à **M. BUYLE-BODIN, rédacteur en chef de la revue Annales du BTP, Polytech'Lille – Université Lille 1, Cité Scientifique, 59655 Villeneuve-d'Ascq Cedex.**

Afin de faciliter la diffusion du savoir, l'éditeur n'exige pas des auteurs une mise en forme particulière de leur article. Aucune contrainte de longueur n'est posée, mais l'idéal est aux alentours de 15 pages en arial 10 interligne simple.

Les unités de mesures et les symboles doivent respecter les règles typographiques internationales.

Il est nécessaire de préciser :

- le titre en français et en anglais ;
- le ou les auteurs : nom, prénom, titres, coordonnées ;
- un résumé de 15 lignes maximum en français et en anglais ;
- les figures et photographies originales peuvent être fournies à part en .eps, .tif ou .jpg. Elles seront publiées en noir et blanc et doivent donc être d'un bon niveau de gris, au moins 400 dpi ;
- une illustration caractéristique de l'article pourra figurer en couleur sur la une de couverture et devra donc être d'une résolution maximale. Ne pas oublier de mentionner les crédits photographiques.

FONCTIONNEMENT DE LA RELECTURE

Le rédacteur en chef accuse réception du manuscrit et lance la phase d'approbation. Il s'appuie pour la relecture et la sélection finale des articles sur un comité comprenant des experts reconnus de la profession, ainsi que des membres des conseils scientifiques des principales associations du BTP partenaires des Annales.

Le rédacteur en chef de la revue fait part à l'auteur de la décision de publier ou non le texte, il précise éventuellement les corrections à apporter.

Le rédacteur en chef se charge de la transmission du manuscrit à l'éditeur.

Editions ESKA, 12, rue du Quatre-Septembre, 75002 Paris – agpaedit@eska.fr

L'auteur recevra gratuitement quelques exemplaires du numéro de la revue dans lequel est publié son article.

Depuis 1993, au fil de ses éditions successives, *Toxicologie médicale professionnelle et environnementale* s'est imposé comme l'ouvrage de référence pour les professionnels de santé impliqués dans l'évaluation, la prévention et la surveillance des risques chimiques. Cette 5^e édition a été augmentée et totalement actualisée : elle présente une synthèse des données toxicologiques portant sur les principales substances manipulées en milieu de travail, auxquelles la population peut aussi être confrontée dans l'environnement domestique et général. Elle traite de manière extensive des intoxications aiguës et chroniques professionnelles, et aborde pour chaque toxique les problématiques rencontrées en population générale, du saturnisme infantile aux intoxications domestiques par le monoxyde de carbone ou à la toxicomanie aux solvants.

Face à une molécule ou à une famille de substances donnée, un index de plus de 2 800 termes permet de se reporter au chapitre correspondant et de retrouver rapidement les pathologies établies qu'elle(s) sont susceptibles de provoquer.

Dans une approche résolument médicale, le livre apporte des informations claires, validées et utiles pour la pratique, et offre une mise en perspective des thématiques toxicologiques actuelles. Le praticien disposera d'une information fiable, reposant sur l'analyse critique de la littérature internationale, intégrant les principes de la médecine fondée sur les preuves, effectuée à la lumière des 30 ans d'expérience en toxicologie médicale de l'auteur, libre de tout conflit d'intérêt.

Ce livre s'adresse aux médecins du travail impliqués dans l'évaluation, la prévention et la surveillance du risque toxique professionnel, aux cliniciens (urgentistes, praticiens des CAPTV, médecins spécialistes, légistes, analystes) confrontés aux intoxications aiguës et chroniques par les produits chimiques industriels, aux personnels des services de Santé au travail (hygiénistes, IPRP...), et à l'ensemble des professionnels intervenant en santé publique et en charge de la veille sanitaire.

TOXICOLOGIE MÉDICALE PROFESSIONNELLE ET ENVIRONNEMENTALE

François TESTUD



TOXICOLOGIE MÉDICALE PROFESSIONNELLE ET ENVIRONNEMENTALE

François TESTUD

Préface du Dr Robert GARNIER

698 pages

190 € + 3,51 € de frais de port

François TESTUD est médecin toxicologue et médecin du travail. Après 25 ans en CHU au centre de toxicovigilance et centre antipoison de Lyon, il exerce actuellement en service de Santé au travail dans le BTP. Il est membre du conseil scientifique des *Archives des maladies professionnelles et de l'environnement* ainsi que du traité « Pathologie professionnelle et de l'environnement » de l'*Encyclopédie médico-chirurgicale*.

ÉDITIONS ESKA

12, rue du Quatre-Septembre
75002 Paris

Tél. : 01 42 86 55 79 - Fax : 01 42 60 45 35

Pour toutes commandes :
<http://eska-publishing.com>

Contact :
adv@eska.fr

où

LES PLUS GRANDS ACTEURS DES SECTEURS DU FER & DE LA TECHNOLOGIE

SE DONNENT
RENDEZ-VOUS



LE SALON DE LA CONSTRUCTION
LE PLUS GRAND D'AMÉRIQUE DU NORD
CONEXPOCONAGG.COM

DU 10 AU 14 MARS 2020 | LAS VEGAS, ÉTATS-UNIS