

XX Congresso Brasileiro de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica
IX Simpósio Brasileiro de Mecânica das Rochas
IX Simpósio Brasileiro de Engenheiros Geotécnicos Jovens
VI Conferência Sul Americana de Engenheiros Geotécnicos Jovens
XI Congresso Luso Brasileiro de Geotecnia
23 a 26 de Agosto de 2022 – Campinas – SP



COBRAMSEG 2022
23 A 26 DE AGOSTO | CAMPINAS | SP | BRASIL
COBRAMSEG | SBMR | GEOJOVEM | CLBG

Método para Determinação do Aumento do Módulo de Elasticidade de Camada de Solo Reforçada com Geocélula

Garcia, Robinson Siqueira

Mestrando, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, robinson.garcia@usp.br

Avesani Neto, José Orlando

Professor Doutor, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, avesani@usp.br

RESUMO: Uma das aplicações da geocélula é aumentar a rigidez da camada de solo reforçada pelo aumento do confinamento. Projetos de geotecnia e de infraestrutura de transporte podem tomar partido dessa maior rigidez possibilitando a sua otimização. Entretanto, a complexidade teórica dos fenômenos que ocorrem na interação solo/geocélula faz com que sua estimativa do aumento do módulo seja realizada principalmente no empirismo, com base nos resultados dos ensaios realizados nesse material. Assim, esse artigo apresenta um modelo teórico desenvolvido em Garcia & Avesani Neto (2021) para estimar o Fator de Melhora do Módulo (MIF, da sigla em inglês) da camada de solos granulares reforçada com geocélula. O modelo considera a influência dos parâmetros constitutivos do solo e da geocélula, além do efeito da compactação prévia. As equações desenvolvidas permitiram a criação de ábacos que poderão facilitar a aplicação do modelo para futuros projetos que utilizem geocélulas.

PALAVRAS-CHAVE: Fator de Melhora do Módulo, Geocélula, Infraestrutura de Transportes.

ABSTRACT: One of the applications of the geocell is to augment the stiffness of the reinforced soil layer by increment the soil confinement. Geotechnical and Transport Infrastructure design could use this higher stiffness to be optimized. However, the complexity of the interaction between the soil and geocell turns estimative of this higher modulus done mainly by the empiricism, based on the results of the test done with this material. Furthermore, this article shows a theoretical model developed by Garcia & Avesani Neto (2021) to estimate the Modulus Improvement Factor (MIF) of the geocell reinforced granular soil layer. This model considers the influence of the constitutive parameters of the soil, the geocell. The model also considered the effect of the previous compaction. The derived equations allow making charts that turn easy to apply the model for futures designs that use geocells.

KEYWORDS: Modulus Improvement Factor, Geocell, Transport Infrastructure

1 Introdução

As obras de infraestrutura de transporte (como rodovias pavimentadas e não pavimentadas, ferrovias, pátios portuários e aeroportuários, etc) devem ser dimensionados visando o Estado Limite de Serviço (ELS). Os modelos de deformações plásticas e de fluência utilizados na análise mecanicista dessas estruturas relacionam o nível de deformações elásticas/resilientes ou as tensões induzidas pelo carregamento do eixo padrão com o número de ciclos (Pinto, 1991; Tseng & Lytton, 1989). O projetista que utiliza dessas ferramentas buscam limitar as deformações nas camadas de revestimento e base e reduzir as tensões aplicadas no subleito, sendo obtido essas condições buscando ajustar a rigidez das camadas, seja pela a sua espessura, seja pelo incremento de módulo de elasticidade.

Em relação aos solos utilizados como material de construção destas estruturas, os materiais granulares utilizados nas camadas de sub-base e reforço de subleito tem um comportamento não linear, aumentando a sua rigidez em função do confinamento aplicado no material (Dunlap, 1963; Hicks & Monismith, 1971). Em sistemas de pavimentação flexível, esse confinamento depende essencialmente da profundidade da camada.

Por outro lado, o uso de geossintéticos em obras de infraestruturas de transportes permitem a otimização do projeto, permitindo construir obras mais duráveis, econômicas e ambientalmente mais sustentáveis



(Christopher, 2014; Touze, 2021). Dependendo do tipo e do posicionamento, os geossintéticos podem ser aplicados em várias funções como reforço, enrigecimento e separação (Zornberg, 2017).

Dentro da família dos geossintéticos, a geocélula é um material tridimensional com formato de colméia, cujas células são preenchidas com o solo (geralmente granular). As paredes da geocélula faz com que exista um maior confinamento do material de preenchimento, melhorando assim suas propriedades de resistência e de rigidez. O aumento de rigidez da camada de solo reforçado com geocélula pode ser expresso pelo Fator de Melhora do Módulo (MIF, da sigla em inglês), que é a razão do módulo do solo reforçado com a geocélula (E_{SG}) dividido pelo módulo do mesmo solo sem o reforço (E_{un}) conforme a Equação 1.

$$MIF = E_{SG}/E_{un} \dots\dots\dots(1)$$

O valor do MIF obtido em ensaios de carregamento de placa realizados com a aplicação desse geossintético costuma ficar na faixa entre 1,5 e 5,0 (Kief, Schary, & Pokharel, 2015). Esse artigo apresentará a conceituação teórica de um modelo para estimar o valor do MIF em solos reforçados com geocélula.

2 Modelo desenvolvido

O modelo desenvolvido e apresentado em Garcia & Avesani Neto (2021) considera a formação de um compósito, composto pela matriz do solo de preenchimento das células e o material de reforço, dado pelas paredes da geocélula. Além disso, o modelo adota que o material de preenchimento sofre um aumento de confinamento devido a restrição de deformações horizontais gerado pelo efeito de hoop stress gerado pelo geossintético e aumentando a sua rigidez, devido a comportamento não linear do solo. O efeito de pré-carregamento do solo devido a compactação também é considerado.

2.1 Considerações e Hipóteses

Devido a complexidade do formato das células, a geocélula foi modelado como uma única célula circular, com o diâmetro equivalente d_{eq} (Dash, 2012) igual ao diâmetro correspondente a área de abertura da célula expandida A_{GCE} (Equação 2)

$$d_{eq} = \sqrt{4A_{GCE}/\pi} \dots\dots\dots(2)$$

O esforço de tração da parede da geocélula pode ser modelado como um vaso sob pressão. O valor da variação de tração na parede (ΔT) será função das variações de tensões horizontais aplicado pelo solo, tanto na face interna ($\Delta\sigma'_{hi}$) quanto na face externa ($\Delta\sigma'_{he}$), além do diâmetro equivalente. Adotando que o módulo de rigidez da parede da geocélula J seja constante para o nível de deformações considerado no processo, a variação de deformação da parede da geocélula pode ser calculado pela Equação 3.

$$\Delta\epsilon_{gh} = \Delta T/J = [(\Delta\sigma'_{hi} - \Delta\sigma'_{he})d_{eq}]/2J \dots\dots\dots(3)$$

Devido ao contato entre o solo interno a célula e a parede do geossintético e admitindo a axissimetria do problema modelado, deverá ocorrer a compatibilização de deformações (Ehrlich & Mitchell, 1994), isto é, a deformação horizontal do solo contido pela célula deverá ser igual à deformação da parede da geocélula (Equação 4).

$$\Delta\epsilon_{sh} = \Delta\epsilon_{gh} \dots\dots\dots(4)$$

Para a não linearidade do solo, O módulo de elasticidade foi modelado usando o modelo hiperbólico de Duncan (Duncan & Chang, 1970), e o Coeficiente de Poisson será estimado em função do coeficiente de empuxo em repouso K_0 , função do ângulo de atrito do material (Jáky, 1944) para etapa de carregamento, enquanto que para a etapa de descarregamento, esse coeficiente será estimado de acordo com o modelo de Mayne e Kulhawy (1982).



Internamente a célula, a compactação será considerada de modo similar ao modelo de compactação de Seed e Duncan, (1986), seguindo um caminho retilíneo. Partindo do estado de tensão nulo, O carregamento devido a compactação gerará uma tensão vertical σ'_{vc} no centro da camada. Devido a interação com a parede da geocélula, o estado de tensão σ'_{hc} que é relacionado ao coeficiente de empuxo no carregamento K_c , isto é: $\sigma'_{hc} = \sigma'_{vc} \cdot K_c$. O valor de K_c estará entre o coeficiente de empuxo em repouso K_0 (na situação onde a rigidez da parede da geocélula tende ao infinito e, portanto, não ocorrerá deformações horizontais) e o coeficiente de empuxo ativo equivalente K_{aa} (na situação não reforçada, isto é, $J = 0$). Considerando que o material de preenchimento tenha o valor de intercepto de coesão nula (comum em materiais granulares usuais), o coeficiente de empuxo ativo equivalente é função do coeficiente de empuxo de Rankine (K_a) e da razão de resistência (R_f) do modelo hiperbólico, conforme a Equação 5.

$$K_{aa} = K_a / [(1 - K_a) / R_f + K_a] \dots \dots \dots (5)$$

A retirada do carregamento da compactação faz com que a tensão vertical no centro da camada volte a ser a geostática (σ'_{v0}), isto é, somente devido ao peso próprio do material sobre o seu centro. Ocorrerá uma recuperação parcial da deformação horizontal das paredes da geocélula, gerando uma tensão horizontal residual σ'_{hr} no solo dentro da célula. A razão entre a tensão horizontal e vertical nessa situação é o coeficiente de empuxo residual K_r (i.e., $\sigma'_{hr} = \sigma'_{v0} \cdot K_r$).

Externamente a célula modelada, assume-se que o estado de tensões é regido pelo coeficiente de empuxo ativo equivalente K_{aa} , tanto no carregamento quanto no descarregamento (Uzan, 1985).

2.2 Equações resultantes dos estados de tensões interno a célula

Com essas considerações, é feita a integração das deformações no carregamento e no descarregamento. As formulações podem ser manipuladas de modo a ficarem em um formato adimensionalizado conforme as Equações 6 e 7:

$$\beta_1 = \frac{k P_a^{deq} \left(\frac{\sigma'_{vc}}{P_a} \right)^n}{2J} = \frac{k P_a^{deq} \left(\frac{\sigma'_{v0} OCR}{P_a} \right)^n}{2J} = \frac{K_c^2 (1 - K_{aa})^2}{K_c^n (K_c - K_{aa})^3} \frac{[v_0 - K_c (1 - v_0)]}{1 - n} \dots \dots \dots (6)$$

$$\beta_2 = \frac{k P_a^{deq} \left(\frac{\sigma'_{v0}}{P_a} \right)^n}{2J} = \frac{(k/k_u) [K_r^{1-n} - (K_c OCR)^{1-n}] [-1 + v_d + v_d \frac{1}{K_2}]}{(1-n) [(K_r - K_c OCR) - (K_{aa} - K_{aa} OCR)]} \dots \dots \dots (7)$$

Sendo β_1 e β_2 são os índices de extensibilidade relativa solo reforço (Ehrlich & Mitchell, 1994) adaptado para o uso de geocélula, k , n e k_u os coeficientes do módulo para o carregamento virgem, o coeficiente do módulo para o descarregamento e recarregamento e o expoente do módulo do modelo hiperbólico de Duncan relacionado ao solo de preenchimento da geocélula, P_a a pressão de referência igual a 1 atm (101,325 kPa), OCR a razão entre as tensões verticais no carregamento e a tensão vertical geostática no centro da camada ($OCR = \sigma'_{vc} / \sigma'_{v0}$) (similar a razão de adensamento), v_0 e v_d os coeficientes de Poisson no carregamento e no descarregamento, dado pelas equações 8 e 9:

$$v_0 = \frac{K_0}{1 + K_0}, \text{ com } K_0 = 1 - \sin \varphi' \dots \dots \dots (8)$$

$$v_d = \frac{K_d}{1 + K_d}, \text{ com } K_d = K_0 \times \frac{OCR - OCR^{\sin \varphi'}}{OCR - 1} \dots \dots \dots (9)$$

O coeficiente K_2 é a razão das diferenças de tensões horizontais e verticais com o carregamento aplicado e após a retirada da carga de compactação. Utilizando os coeficientes K_c e K_r , o valor de K_2 pode ser obtido pela Equação 10:

$$K_2 = \frac{\Delta \sigma'_h}{\Delta \sigma'_v} = \frac{\sigma'_{hc} - \sigma'_{hr}}{\sigma'_{vc} - \sigma'_{v0}} = \frac{(K_c OCR - K_r)}{(OCR - 1)} \dots \dots \dots (10)$$

Para se determinar os coeficientes K_c e K_r , é necessário resolver de modo iterativo as Equações 6 e 7.



2.3 Estimativa do módulo da camada e do MIF

O módulo da camada reforçada poderá ser estimado considerando como se fosse um compósito, com uma matriz composta pelo material granular e com o material de reforço das paredes da geocélula. Considerando o espaçamento entre o reforço igual ao diâmetro equivalente e que a espessura da parede da geocélula é muito menor do que o diâmetro equivalente, o módulo do compósito E_{SG} pode ser estimado pela Equação 11:

$$E_{SG} = E_s + J/d_{eq} \dots\dots\dots(11)$$

Sendo E_s o módulo do material de preenchimento da geocélula. Admitindo que o estado de tensão dentro da célula modelada pelas Equações 6 e 7 se replique para toda as células da geocélula, O módulo do material de preenchimento da geocélula pode ser estimado utilizando a formulação para o módulo de descarregamento e recarregamento do modelo hiperbólico, que considera a tensão menor principal (σ'_3), similar aos modelos de módulo resiliente de materiais granulares aplicado em pavimentos (Dunlap, 1963; Hicks & Monismith, 1971). Assim, após a compactação, o módulo do material de preenchimento é dado pela Equação 12:

$$E_s = k_u P_a [\sigma'_{v0} \min(K_r; 1)/P_a]^n \dots\dots\dots(12)$$

Sendo K_r o coeficiente de empuxo residual obtido na Equação 7. O limite máximo de $K_r \leq 1$ é para considerar a inversão de direções das tensões principais menores e maiores, que ocorrerá nos casos onde a carga na compactação é grande o suficiente. Para os compactadores existentes no mercado, esse valor é facilmente alcançado.

Na situação não reforçada, quando os valores de β_1 e β_2 tendem ao infinito, os valores dos coeficientes de empuxo K_c e K_r calculados pelas equações 6 e 7 tenderão ao valor do coeficiente de empuxo ativo equivalente (K_{aa}). Assim, o módulo da camada não reforçada pode ser estimada pela Equação 13:

$$E_{un} = k_u P_a (\sigma'_{v0} K_{aa}/P_a)^n \dots\dots\dots(13)$$

Com os módulos com o reforço e sem o reforço, é possível estimar o Fator de Melhora do Módulo (Equação 1). O valor do MIF pode ser equacionado em função do índice de extensibilidade relativa β_2 , o coeficiente de empuxos K_r e K_{aa} e os parâmetros do modelo hiperbólico, utilizando a Equação 14:

$$MIF = [\min(K_r; 1)/K_{aa}]^n + 0,5(1/K_{aa})^n / (\beta_2 k_u/k) \dots\dots\dots(14)$$

3 Ábacos obtidos

O modelo apresentado permite a geração de ábacos adimensionais para a determinação do Fator de Melhora do Módulo, além de outras características importantes para a análise da geocélula (como os coeficientes de empuxos K_c e K_r) em função do índice de extensibilidade relativa β_2 e do nível de carregamento vertical em relação à tensão vertical geostática final (OCR). A Figura 1 apresenta os ábacos de MIF para materiais com o ângulo de atrito entre 30° e 45°.

Algumas observações podem ser feitas analisando os ábacos: 1) A principal influência do valor do MIF é a rigidez relativa solo/geocélula, sendo que para a situação com pouca ou nenhuma compactação, o aumento da rigidez da geocélula em 10 vezes pode levar ao aumento do MIF entre 5% a 20%, enquanto que nas situações com uma forte compactação, o valor do MIF pode ser acrescido em 60% com o mesmo aumento de rigidez da geocélula. O índice β_2 também incorpora a tensão vertical geostática, indicando que camadas reforçadas com geocélulas mais profundas terão menores incrementos de módulo, dado que serão naturalmente mais rígidas; 2) O ângulo de atrito do material de preenchimento influencia no valor do MIF devido a sua influência nos seus coeficientes de empuxo. Considerando os mesmos parâmetros do solo (fixando $n = 0,4$) e parâmetros da geocélula, um material com ângulo de atrito 5° maior teria um valor de MIF 10% maior; 3) O carregamento da compactação tem uma influência com maior sensibilidade para solos levemente compactados. Aplicar uma



tensão vertical 10 vezes maior à tensão geostática aumenta em 50% o valor do MIF. Entretanto, devido à limitação do K_r , maiores carregamentos podem não induzir maiores aumentos de rigidez. Eventualmente, aplicar um maior valor de K_r é desejável para manter o efeito de protensão do solo por mais tempo.

A consideração da limitação do valor de K_r pela modelagem do módulo em função da tensão principal menor pode ser diretamente usada ao aplicar $K_r = 1$ na Equação 14. A Figura 2 apresenta o ábaco do MIF para os solos fortemente compactados. Além da influência da rigidez relativa e do ângulo de atrito conforme previamente mencionado, é possível observar o efeito do expoente do módulo e da razão entre os coeficientes de módulo no carregamento (k) e no de descarregamento e recarregamento (k_u).

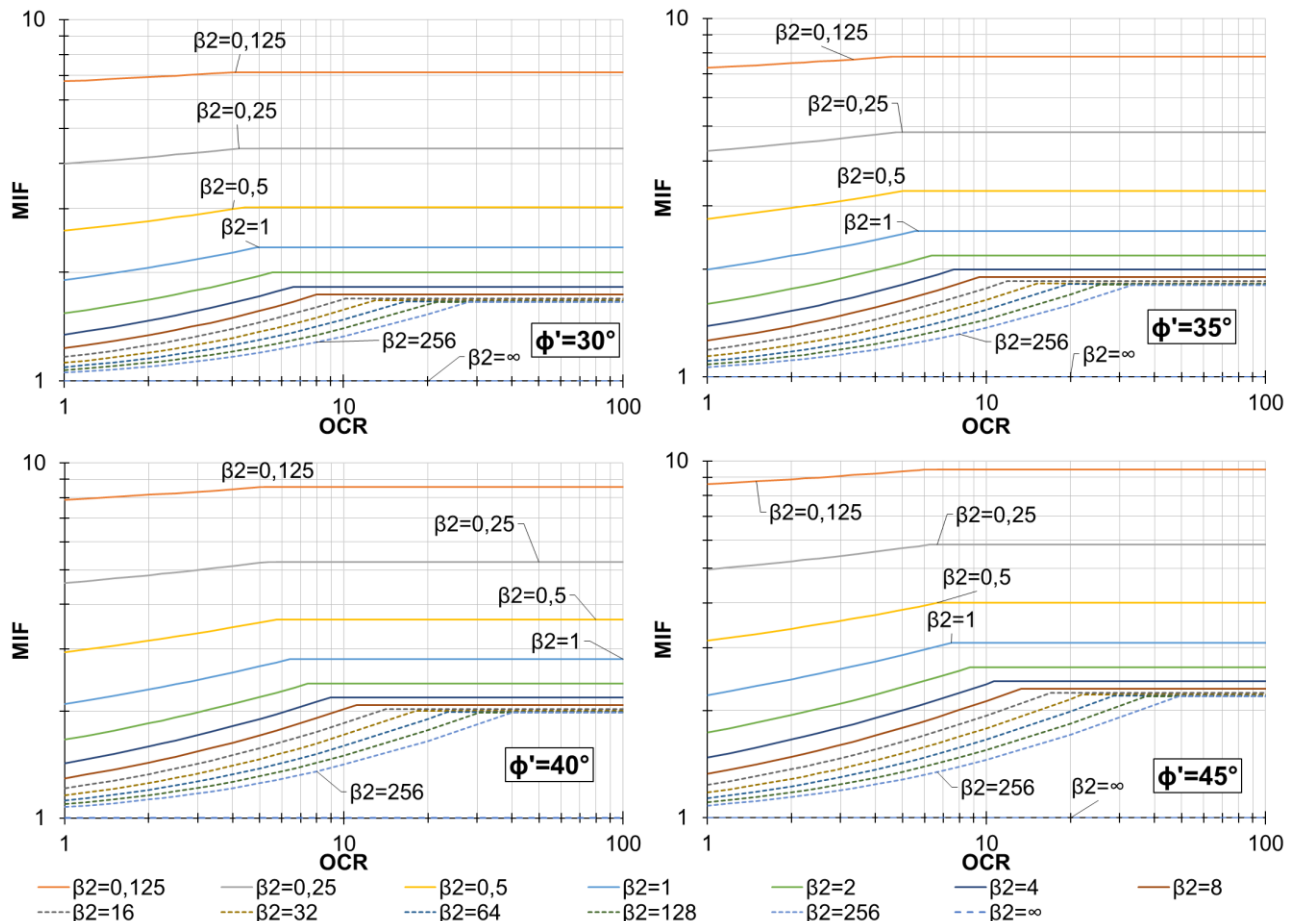


Figura 1. Ábaco de MIF ($n = 0,4$; $R_f = 0,8$) – Adaptado de Garcia & Avesani Neto (2021)

4 Considerações Finais

O modelo apresentado permite a estimativa do Fator de Melhora do Módulo, considerando como entrada os parâmetros constitutivos do solo e da geocélula, além do esforço de compactação aplicada. As equações desenvolvidas permitiram a criação de ábacos que podem facilitar sua aplicação em projetos de infraestrutura de transportes.

As principais influências no valor do MIF são decorrentes da rigidez relativa geocélula/material de preenchimento, o ângulo de atrito (que rege o coeficiente de empuxo) e a razão entre o carregamento aplicado pela compactação e a tensão geostática. A consideração de utilizar a tensão menor principal no modelo dos módulos aplica uma limitação do valor do MIF para maiores esforços de compactação. Futuros estudos precisarão ser realizados para considerar outros tipos de modelos de módulo resiliente, como modelos que utilizam a soma das tensões principais (Hicks & Monismith, 1971).

A aplicabilidade do método e a análise do modelo apresentado pode ser observado em Garcia & Avesani Neto (2021).

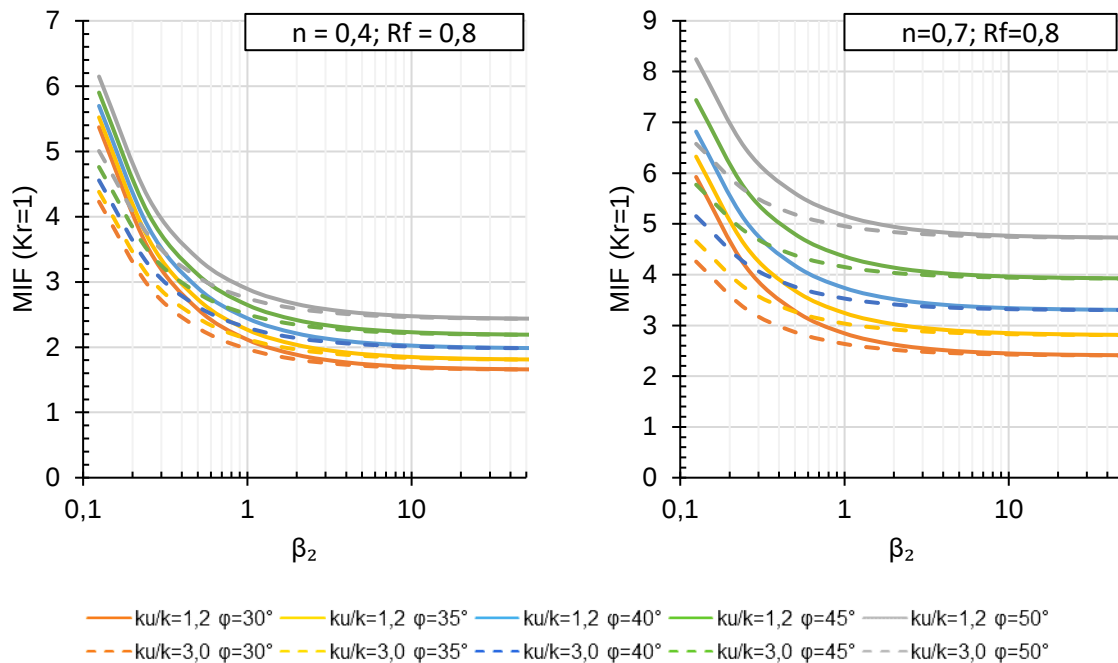


Figura 2. Ábaco de MIF para solos fortemente compactados (K_r limite igual a 1,0) – Adaptado de Garcia (2021)

AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer a Coordenação para o Aperfeiçoamento Pessoal do Ensino Superior (CAPES – 88887.463870/2019-00) por pelo suporte financeiro dado ao primeiro autor, e a Escola Politécnica da USP pelo suporte administrativo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Christopher, B. R. (2014). Cost savings by using geosynthetics in the construction of civil works projects. *10th International Conference on Geosynthetics 2014*. Retrieved from https://www.geosyntheticssociety.org/wp-content/uploads/2021/05/BarryChristopher_LCA_10ICG.pdf
- Dash, S. K. (2012). Effect of Geocell Type on Load-Carrying Mechanisms of Geocell-Reinforced Sand Foundations. *International Journal of Geomechanics*, 12(5), 537–548. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GM.1943-5622.0000162](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GM.1943-5622.0000162)
- Duncan, J. M., & Chang, C. Y. (1970). Nonlinear Analysis of Stress and Strain in Soils. *Journal of Soil Mechanics & Foundations Div*, 96(SM 5), 1629–1653.
- Dunlap, W. S. (1963). *A report on a mathematical model describing the deformation characteristics of granular materials - Technical Report 1, Project 2-8-62-27*. College Station, TX: Texas Transportation Institute.
- Ehrlich, M., & Mitchell, J. K. (1994). Working Stress Design Method for Reinforced Soil Walls. *Journal of Geotechnical Engineering*, 120(4), 625–645. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9410\(1994\)120:4\(625\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9410(1994)120:4(625))
- Garcia, R. S. (2021). *Modelagem analítica de solos reforçados com geocélulas: aplicação na obtenção do fator de melhora do módulo (MIF) e do comportamento tensão/deformação da célula*. (Biblioteca Digital de Teses e Dissertações da Universidade de São Paulo). <https://doi.org/10.11606/D.3.2021.tde-09092021-094829>



- Garcia, R. S., & Avesani Neto, J. O. (2021). Stress-dependent method for calculating the modulus improvement factor in geocell-reinforced soil layers. *Geotextiles and Geomembranes*, 49(1), 146–158. <https://doi.org/10.1016/j.geotexmem.2020.09.009>
- Hicks, R. G., & Monismith, C. L. (1971). Factors influencing the resilient response of granular materials. *Highway Research Record*, 345, 15–31. Retrieved from <https://trid.trb.org/view/104720>
- Jáky, J. (1944). The coefficient of Earth Pressure at Rest. *Journal of Society of Hungarian Architects and Engineers*, 355–358.
- Kief, O., Schary, Y., & Pokharel, S. K. (2015). High-Modulus Geocells for Sustainable Highway Infrastructure. *Indian Geotechnical Journal*, 45(4), 389–400. <https://doi.org/10.1007/s40098-014-0129-z>
- Mayne, P. M. W., & Kulhawy, F. H. (1982). Ko-OCR Relationship in Soil. *Journal of Geotechnical Engineering Division*, 108(GT 6), 851–872.
- Pinto, S. (1991). *Estudo do comportamento à fadiga de misturas betuminosas e aplicação na avaliação estrutural de pavimentos*. 1991. 478p (COPPE/UFRJ). Retrieved from <http://www.coc.ufrj.br/pt/teses-de-doutorado/135-1991/756-salomao-pinto>
- Seed, R. B., & Duncan, J. M. (1986). FE Analyses: Compaction-Induced Stresses and Deformations. *Journal of Geotechnical Engineering*, 112(1), 23–43. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9410\(1986\)112:1\(23\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9410(1986)112:1(23))
- Touze, N. (2021). Healing the world: a geosynthetics solution. *Geosynthetics International*, 28(1), 1–31. <https://doi.org/10.1680/jgein.20.00023>
- Tseng, K.-H., & Lytton, R. (1989). Prediction of Permanent Deformation in Flexible Pavement Materials. In H. G. Schreuders & C. R. Marck (Eds.), *Implication of Aggregates in the Design, Construction, and Performance of Flexible Pavements* (pp. 154-154–19). <https://doi.org/10.1520/STP24562S>
- Uzan, J. (1985). Characterization of granular material. *Transportation Research Record*, 1022(1), 52–59. Retrieved from <https://trid.trb.org/view/271708>
- Zornberg, J. G. (2017). Functions and Applications of Geosynthetics In Roadways. *Procedia Engineering*, 189, 298–306. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.05.048>