

การประเมินความแม่นยำของการคำนวณการทรุดตัวจากการอัดตัวคายน้ำ

ดินเหนียวกรุงเทพโดยใช้ฟังก์ชัน AJOP

Investigation of the Consolidation Settlement

Calculation of Bangkok Clay using the AJOP Function

นพคุณ พลขำนิ¹ ธรรมบุญ ชาติวงศ์² และ นบปณม แก้วทานาม^{3,*}

^{1,2,3} ภาควิชาวิศวกรรมโยธา คณะวิศวกรรมศาสตร์ มหาวิทยาลัยมหาสารคาม จ.มหาสารคาม

*Corresponding author; E-mail address: nopanom.k@msu.ac.th

บทคัดย่อ

บทความนี้ศึกษาทฤษฎีการคำนวณค่าการทรุดตัวอัดตัวคายน้ำแบบหนึ่งมิติที่ไม่เป็นเชิงเส้นของดินเหนียวอัดตัวคายน้ำปกติและมากกว่าปกติ ในการศึกษาครั้งนี้ สำหรับดินเหนียวอัดตัวคายน้ำปกติได้เปรียบเทียบผลของสมการดั้งเดิมที่เป็นเส้นตรง สมการเส้นโค้ง และสมการเส้นโค้งต่อด้วยเส้นตรงในสมการเดียว AJOP (Arc Joint via Optimum Parameters) สำหรับดินเหนียวอัดตัวคายน้ำมากกว่าปกติได้ประเมินการใช้งานสมการ AJOP ร่วมกับสมการ Unloading-Reloading แบบใหม่โดยเปรียบเทียบกับวิธีเส้นตรงแบบดั้งเดิม ด้วยข้อมูลผลการทดลองอัดตัวคายน้ำแบบ 1 มิติของดินเหนียวกรุงเทพ จากการศึกษาพบว่าฟังก์ชันเส้นตรงประเมินค่าการทรุดตัวมากเกินไปเมื่อความเค้นเริ่มต้นหรือความลึกค่าน้อย ๆ ส่วนฟังก์ชันเส้นโค้งประเมินค่าการทรุดตัวมากเกินไปเมื่อความเค้นเริ่มต้นหรือความลึกมีค่ามาก อย่างไรก็ตามค่าคลาดเคลื่อนด้วยวิธีเส้นโค้งมีค่าน้อยกว่าวิธีเส้นตรง สำหรับวิธี AJOP สามารถลดความคลาดเคลื่อนในทั้งความลึกน้อย ๆ และมากได้เป็นอย่างดี นอกจากนี้ยังพบว่าผลการคำนวณค่าการทรุดตัวใกล้เคียงกันระหว่างวิธีดั้งเดิมและวิธีใหม่สำหรับดินเหนียวอัดตัวมากกว่าปกติ ดังนั้นวิธีใหม่ที่ใช้ AJOP จึงเป็นเครื่องมือในการคำนวณค่าการทรุดตัวอัดตัวคายน้ำของดินเหนียวได้อย่างมีประสิทธิภาพ

คำสำคัญ: ไม่เชิงเส้น, การอัดตัวคายน้ำ, การทรุดตัว, AJOP, ดินเหนียว

Abstract

This article investigates the theoretical approaches for calculating non-linear one-dimensional consolidation settlement in both normally consolidated and overconsolidated clay. In this study, for normally consolidated clay, the effects of different equations are compared, including the traditional linear equation, a curved function, and the AJOP (Arc Joint via Optimum Parameters) equation, which combines a curved segment followed by a linear segment in a single formulation. For overconsolidated clay, the applicability of the AJOP

equation is evaluated alongside a newly developed unloading-reloading equation and compared with the conventional linear method. The findings reveal that the linear function tends to overestimate settlement when the initial stress or depth is low, whereas the curved function overestimates settlement at greater depths or higher initial stress levels. However, the curved function exhibits lower error compared to the linear function. The AJOP approach effectively reduces errors across both shallow and deep layers. Additionally, for overconsolidated clay, the settlement predictions obtained from the conventional and newly proposed methods are found to be closely aligned. Therefore, the AJOP-based method proves to be an effective tool for accurately estimating the consolidation settlement of clayey soils.

Keywords: Non-Linear, Consolidation, Settlement, AJOP, Clay

1. บทนำ

ชั้นดินเหนียวอ่อนในพื้นที่กรุงเทพมหานครมีแนวโน้มเกิดการทรุดตัวอย่างมีนัยสำคัญภายใต้การรับน้ำหนักจากสิ่งปลูกสร้าง โดยกระบวนการอัดตัวคายน้ำ (primary consolidation) จากการระบายของน้ำในช่องว่างระหว่างเม็ดดินเป็นปัจจัยหลักที่ส่งผลต่อเสถียรภาพของโครงสร้างในระยะยาว แม้วิธีการประเมินค่าการทรุดตัวในปัจจุบันจะสะดวกและแพร่หลาย แต่ยังคงอาศัยการสมมุติความสัมพันธ์เชิงเส้นระหว่างอัตราส่วนช่องว่าง (e) และความเค้นประสิทธิผลแนวตั้ง (σ'_v) ในรูป $e - \log \sigma'_v$ ซึ่งไม่สอดคล้องกับพฤติกรรมจริงของดินที่แสดงความโค้งและไม่เป็นเชิงเส้นในบางส่วน โดยเฉพาะในช่วงความเค้นต่ำความพยายามในการพัฒนาทฤษฎีที่สะท้อนพฤติกรรมไม่เชิงเส้นของดินเริ่มต้นจากงานของ Davis และ Raymond [1] ซึ่งเสนอว่าความสามารถในการขีมน้ำขึ้นอยู่กับสมบัติการอัดตัวของดิน โดยสมมุติให้ Initial Effective Stress คงที่ระหว่างการอัดตัว [2,3] งานวิจัยต่อมาขยายแนวคิดนี้เพื่อรองรับพฤติกรรมที่ซับซ้อนขึ้น เช่น การเปลี่ยนแปลงสมบัติของชั้นดินตามเวลา

และกระบวนการอัดตัวที่ไม่เป็นเชิงเส้น [4–20] Kim et al. (2021) [21] ยังได้เสนอวิธีวิเคราะห์การอัดตัวในชั้นดินหลายชั้นที่รองรับการเปลี่ยนแปลงน้ำหนักบรรทุกตามเวลา

ในเชิงกลศาสตร์ดิน การจำแนกดินเหนียวเป็นดินอัดตัวตามปกติ (Normally Consolidated: NC) และ ดินอัดตัวมากกว่าปกติ (Overconsolidated: OC) เป็นแนวทางพื้นฐานที่สำคัญ [22–24] ดิน NC มักมีพฤติกรรมตามเส้น Virgin Compression Line (VCL) ขณะที่ดิน OC แสดง hysteresis เมื่อมีการลดและเพิ่มน้ำหนักบรรทุก พฤติกรรมเหล่านี้สะท้อนความไม่เป็นเชิงเส้นที่สมมุติฐานเชิงเส้นไม่สามารถจำลองได้อย่างแม่นยำ นำไปสู่ความคลาดเคลื่อนในการประเมินการทรุดตัววิธีการคำนวณการทรุดตัวจากการอัดตัวคายน้ำในปัจจุบันจึงยังคงอิงกับการประมาณค่าเชิงเส้น โดยใช้การเปลี่ยนแปลงของอัตราส่วนช่องว่าง (Δe) จากผลการทดลอง นำเสนอผ่านสมการ 1-2 [25] แต่แนวทางนี้มีข้อจำกัดด้านความแม่นยำ

ดินเหนียวอัดตัวคายน้ำปกติ:

$$q = H \left[\frac{\Delta e}{1 + e_0} \right] = \frac{H}{1 + e_0} \left[C_c \log \left(\frac{\sigma'_{v0} + \Delta \sigma}{\sigma'_{v0}} \right) \right] \quad (1)$$

ดินเหนียวอัดตัวคายน้ำมากกว่าปกติ:

$$q = H \left[\frac{\Delta e}{1 + e_0} \right] = \frac{H}{1 + e_0} \left[C_r \log \left(\frac{\sigma'_p}{\sigma'_{v0}} \right) + C_c \log \left(\frac{\sigma'_{v0} + \Delta \sigma}{\sigma'_p} \right) \right] \quad (2)$$

ในสมการที่ 1-2, H คือ ความหนาของชั้นดิน, e_0 คือ อัตราส่วนช่องว่างเริ่มต้น, σ'_{v0} คือ ความเค้นประสิทธิผลที่เกิดจากน้ำหนักดินที่, σ'_p คือ ความเค้นสูงสุดที่เคยเกิดขึ้นในอดีต และ $\Delta \sigma$ คือ การเพิ่มขึ้นของความเค้นที่เกิดจากการรับน้ำหนักที่ผิวดิน

เพื่อแก้ไขความไม่แม่นยำในการคำนวณการทรุดตัวอัดตัวคายน้ำ (consolidation settlement) จำเป็นต้องใช้สมการที่เหมาะสมสำหรับเส้นโค้ง $e - \log \sigma'_v$ แทนที่จะพึ่งพาการประมาณค่าเชิงเส้น ในวรรณกรรมมีการใช้ความสัมพันธ์ระหว่าง e และ $\log(p)$ ซึ่ง p แทนความเค้นประสิทธิผลเฉลี่ยจากการทดสอบการอัดตัวคายน้ำแบบ 1 มิติ ซึ่งมักถูกนำมาใช้ในการจำลองพฤติกรรมของดิน รวมถึงดินเหนียว เช่น [26-32] และดินทราย เช่น [33-40] การทบทวนอย่างละเอียดโดยเฉพาะ Kaewhanam และ Chaimoon (2023) [41] ได้เสนอสมการ AJOP ซึ่งสามารถแทนพฤติกรรมของดิน NC ได้อย่างแม่นยำมากขึ้นด้วยพารามิเตอร์เพียง 4 ตัว สมการนี้สามารถลดข้อผิดพลาดในการคำนวณการเปลี่ยนแปลงของอัตราส่วนช่องว่าง (Δe) สำหรับดินเหนียวอัดปกติ (NC) ได้อย่างมาก

ในส่วนของกรณีของดินอัดแน่นเกิน (Overconsolidated soil) การจำลองพฤติกรรมแบบ hysteresis ระหว่างการคลายแรงและการโหลดซ้ำได้รับความสนใจอย่างกว้างขวาง โดยเฉพาะการประยุกต์ใช้แนวคิดของ Masing Rule เพื่ออธิบายลักษณะพฤติกรรมที่ไม่เป็นเชิงเส้นของดินภายใต้กระบวนการ Unloading–Reloading อย่างมีประสิทธิภาพ การใช้งาน

โมเดลดังกล่าวจำเป็นต้องอาศัยพารามิเตอร์หลัก ได้แก่ ค่าความชันเริ่มต้น ณ จุดคลายแรง (K_0) ซึ่งสามารถได้จากทั้ง การทดสอบแบบ Constant Rate of Strain (CRS) และ Bender Element Test CRS Test เป็นวิธีที่มีความแม่นยำสูงเนื่องจากสามารถวัดแรงดันน้ำและพฤติกรรมการระบายของดินได้โดยตรงตลอดช่วงการทดสอบ consolidation จึงเหมาะสมอย่างยิ่งสำหรับการประเมินพฤติกรรมดินในช่วงคลายแรงที่มีลักษณะไม่เป็นเชิงเส้น อย่างไรก็ตามข้อจำกัดของวิธีนี้ได้แก่ความซับซ้อนของเครื่องมือค่าใช้จ่ายที่สูงและความจำเป็นในการใช้ผู้เชี่ยวชาญในการดำเนินการทดสอบในทางกลับกัน Bender Element Test นำเสนอทางเลือกที่สะดวกและประหยัดโดยสามารถดำเนินการควบคู่กับการทดสอบอื่น เช่น consolidation หรือ triaxial test ได้ โดยใช้การวิเคราะห์ความเร็วคลื่นเลื่อน (Vs) เพื่อคำนวณค่าความยืดหยุ่นของดิน อย่างไรก็ตาม วิธีนี้จำเป็นต้องอาศัยสมมุติฐานว่าดินมีพฤติกรรมแบบเชิงเส้น (linear elastic) และเป็นเนื้อเดียวกันในทุกทิศทาง (isotropic) ซึ่งอาจไม่สอดคล้องกับพฤติกรรมจริงโดยเฉพาะในกรณีของดินเหนียวที่แสดงลักษณะ anisotropy อย่างเด่นชัด

นอกจากนี้ ยังมีงานวิจัยหลายชิ้น [41–44] รายงานว่ากระบวนการอัดตัวคายน้ำและการไหล (creep) อาจเกิดขึ้นพร้อมกันซึ่งแตกต่างจากแนวคิดดั้งเดิมที่มองว่าทั้งสองกระบวนการแยกจากกัน [45–48] ด้วยเหตุนี้ การศึกษานี้จึงมีวัตถุประสงค์ในการพัฒนาวิธีการวิเคราะห์เชิงทฤษฎีสำหรับการทรุดตัวจากการอัดตัวคายน้ำของดิน NC และ OC ของดินเหนียวกรุงเทพฯ โดยไม่พิจารณาผลของการไหล (creep) เราได้ (1) ปรับปรุงสมการ AJOP ของ Kaewhanam และ Chaimoon (2023) สำหรับดิน NC และ (2) พัฒนารูปแบบใหม่สำหรับการจำลอง hysteresis ของดิน OC เพื่อลดความซับซ้อนดังกล่าว ในรูปแบบสมการแบบปิด (Closed-form Solutions) สำหรับการคำนวณการเปลี่ยนแปลงอัตราส่วนช่องว่าง (Δe) อย่างแม่นยำซึ่งช่วยขจัดข้อผิดพลาดในการคำนวณการทรุดตัวอัดตัวคายน้ำในสมการที่ 1-2

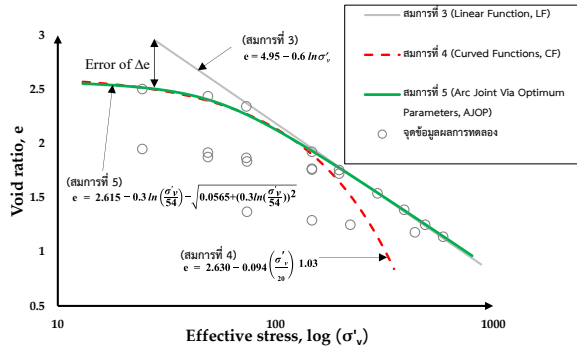
2. สมการ $e - \log \sigma'_v$ สำหรับผลการทดสอบการอัดตัวคายน้ำแบบ 1 มิติ ในห้องปฏิบัติการ

ในส่วนนี้ ได้พัฒนาสมการขั้นสูงสองสมการสำหรับส่วนของเส้นโค้งที่แทน $e - \log \sigma'_v$ คือ สมการหนึ่งสำหรับเส้นการอัดตัวของดินอัดตัวคายน้ำปกติ (VCL) และอีกสมการหนึ่งสำหรับ Hysteresis รายละเอียดมีดังต่อไปนี้

2.1 สมการสำหรับเส้นการอัดตัวคายน้ำปกติ (VCL)

ดังที่ได้กล่าวมาแล้วในช่วงต้น สมการสำหรับเส้นการอัดตัวคายน้ำปกติ (VCL) ที่พบในวรรณกรรมมีทั้งฟังก์ชันเชิงเส้น (LF) เช่น [26,27,28] และฟังก์ชันที่เส้นโค้ง (Curved functions, CF) เช่น [33-39] รวมถึงฟังก์ชันที่รวมทั้งส่วนโค้งและเชิงเส้นในสมการเดียวที่เสนอโดย Kaewhanam และ Chaimoon (2023) [41] ซึ่งจะเรียกที่นี่ว่า Arc Joint via Optimum Parameters (AJOP) ฟังก์ชันทั้งหมดนี้แสดงถึงความสัมพันธ์ระหว่างอัตราส่วนช่องว่าง (void ratio) และความเค้นที่มีผลเฉลี่ย (mean effective stress) โดย $p = (\sigma'_v + 2\sigma'_h)/3$ ซึ่ง σ'_v และ σ'_h คือ

ความเค้นประสิทธิผลในแนวดิ่งและแนวนอนตามลำดับ สำหรับ LF, CF, และ AJOP จะให้ในสมการที่ 3-5 ตามลำดับ และการเปรียบเทียบกราฟทั้งสามเส้นนี้จะแสดงในรูปที่ 1



รูปที่ 1 การเปรียบเทียบผลการทดสอบการอัดตัวกับสมการ LF, CF, และ AJOP ที่เหมาะสมที่สุด

$$e = \Gamma - \lambda \cdot \ln p' \quad (3)$$

$$e = \Gamma - \lambda \cdot \left(\frac{p'}{p'_a} \right)^\zeta \quad (4)$$

$$e = \Gamma - \alpha \ln \left(\frac{p'}{p'_{ref}} \right) - \sqrt{\theta + \left(\alpha \ln \left(\frac{p'}{p'_{ref}} \right) \right)^2} \quad (5)$$

จากการเปรียบเทียบในรูปที่ 1 สมการที่ 5 คือสมการ AJOP ให้ผลลัพธ์ที่แม่นยำที่สุดทั้งในระดับความเค้นต่ำและสูงที่สอดคล้องกับผลการทดลองอัดตัวคาน้ำดันนั้นในการศึกษานี้ได้มีการนำสมการ AJOP มาประยุกต์ใช้ และจะทำการปรับปรุงให้ตัวแปรอิสระ (ตัวแปรบนแกนแนวนอนของกราฟ) ให้เข้ากันได้กับผลการทดสอบการอัดตัวคาน้ำแบบ 1 มิติ ซึ่งมีเป้าหมายเพื่อทำให้กระบวนการคำนวณง่ายขึ้นและมีความสะดวกมากขึ้น ดังนั้น p' จะถูกเปลี่ยนเป็น σ'_v ซึ่ง p'_{ref} เป็นความดันอ้างอิงจะถูกเปลี่ยนเป็นค่าบวกอ้างอิง R และ $\ln$ จะถูกเปลี่ยนเป็นลอการิทึมธรรมชาติ $\log$ โดยสมการ AJOP ที่ได้รับการปรับปรุงของ Kaewhanam และ Chaimoon (2023) แสดงดังสมการที่ 6

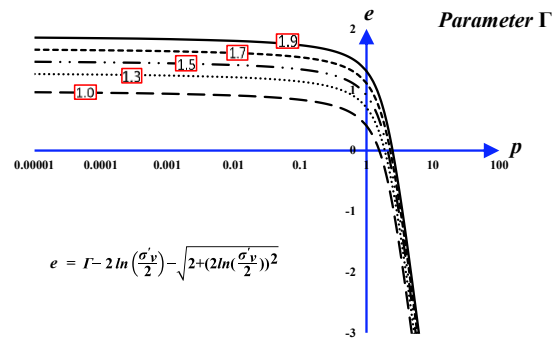
$$e = \Gamma - \alpha \cdot \log \left(\frac{\sigma'_v}{R} \right) - \sqrt{\theta + \left(\alpha \cdot \log \left(\frac{\sigma'_v}{R} \right) \right)^2} \quad (6)$$

$$\bar{C}_c = - \frac{\Delta e}{\Delta \log \sigma'_v} = \alpha + \left[\sqrt{\theta + \left(\alpha \cdot \log \left(\frac{\sigma'_{v2}}{R} \right) \right)^2} - \sqrt{\theta + \left(\alpha \cdot \log \left(\frac{\sigma'_{v1}}{R} \right) \right)^2} \right] / \log \left(\frac{\sigma'_{v2}}{\sigma'_{v1}} \right) \quad (7)$$

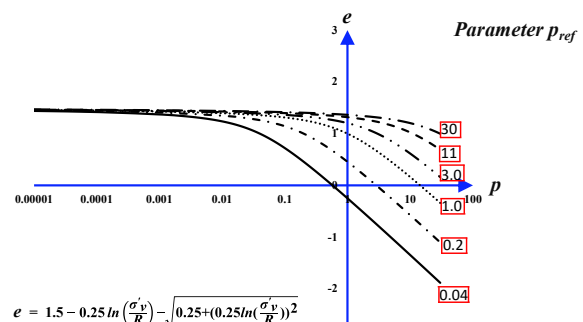
สมการ AJOP ที่ได้รับการปรับปรุงแสดงไว้ในสมการที่ 6 ประกอบไปด้วยพารามิเตอร์สำหรับปรับข้อมูลผลการทดลองการอัดตัวคาน้ำจำนวน 49 ตัว สามารถหาได้จากวิธี Least-Squares Curve Fitting [49] ได้แก่ Γ , R , α และ θ โดยที่ Γ และ R (ควบคุมการเลื่อนในแนวดิ่งและแนว

ระนาบของกราฟตามลำดับ) ขณะที่ α (ควบคุมความชันของช่วงเชิงเส้น) และ θ (ควบคุมความโค้งของช่วงโค้ง) โดยความชันระหว่างจุด 2 จุด $\bar{C}_c$ ของฟังก์ชัน AJOP สามารถกำหนดได้โดยใช้สมการที่ 7 ซึ่งสมการนี้ช่วยให้สามารถคำนวณค่าการเปลี่ยนแปลงของ Δe ระหว่างจุดสองจุดบนเส้น VCL สำหรับดินเหนียวอัดตัวคาน้ำปกติ (NC) ได้อย่างแม่นยำโดยไม่ต้องประมาณค่าในสมการที่ 7 σ'_{v1} และ σ'_{v2} คือ ความเค้นประสิทธิผลในแนวดิ่ง ณจุดเริ่มต้นและจุดสิ้นสุดของช่วงความเค้น โดยที่ $\sigma'_{v2} > \sigma'_{v1}$

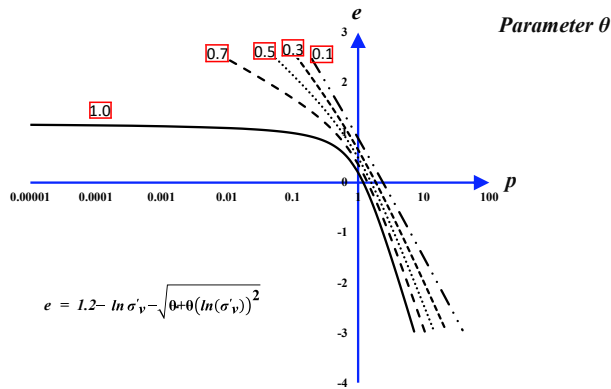
การใช้สมการ AJOP และความชันความชันระหว่างจุด 2 จุด (Secant Slope) ช่วยลดข้อผิดพลาดในการคำนวณการทรุดตัวของดินเหนียว (NC) ได้ทุกระดับความลึก โดยแทน C_c ในสมการที่ 1 $\bar{C}_c$ ในสมการที่ 7 วิธีดั้งเดิมที่ใช้การประมาณเชิงเส้นและค่าคงที่ C_c มักเกิดข้อผิดพลาดสูง โดยเฉพาะบริเวณความลึกไม่มากจากผิวดิน เนื่องจากความเค้นเริ่มต้นต่ำและอยู่ในช่วงโค้งของกราฟ $e - \log \sigma'_v$ แม้สมการ CF จะแก้ปัญหาข้างต้นได้เช่นเดียวกับ AJOP แต่ที่ระดับความลึกมากขึ้น CF มีข้อผิดพลาดจากการไม่มีช่วงเชิงเส้นในกราฟ อย่างไรก็ตาม ผลกระทบของข้อผิดพลาดนี้น้อยกว่า LF ที่ระดับความลึกไม่มากจากผิวดิน รูปที่ 2 แสดงกราฟ AJOP สำหรับสมการที่ 6 โดยใช้พารามิเตอร์ที่แตกต่างกัน



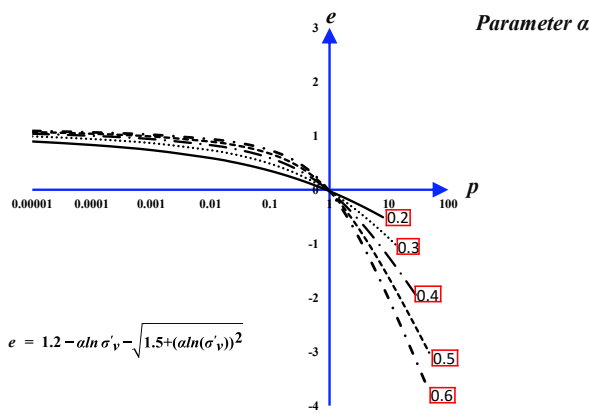
รูปที่ 2 ผลกระทบของการเปลี่ยนค่าพารามิเตอร์ Γ



รูปที่ 3 ผลกระทบของการเปลี่ยนค่าพารามิเตอร์ R



รูปที่ 4 ผลกระทบของการเปลี่ยนค่าพารามิเตอร์ θ



รูปที่ 5 ผลกระทบของการเปลี่ยนค่าพารามิเตอร์ α

2.2 สมการสำหรับ Hysteresis

Hysteresis ในดินเหนียวเกิดจากการ Unloading และ Reloading ตามมาตรฐานการทดสอบ เพื่อศึกษาการเสียรูปที่กลับคืนได้และไม่ได้ ในบางกรณี เส้นโค้ง Unloading และ Reloading ทับซ้อนกัน ทำให้สามารถใช้เส้นตรงที่มีความชันคงที่ C_r ในการประมาณค่าได้ ซึ่งให้ความแม่นยำสำหรับดิน OC

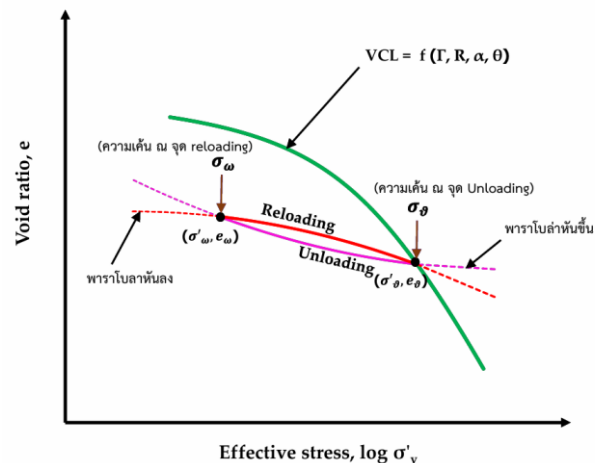
อย่างไรก็ตาม ดินบางประเภท เช่นใน [22-24] มีเส้นโค้งที่เบี่ยงเบนชัดเจน ทำให้ความชันเส้นสัมผัสแตกต่างจากค่าเฉลี่ย C_r ส่งผลให้การประมาณเชิงเส้นใช้ไม่ได้ผล การใช้สมการที่สามารถจำลอง Hysteresis ทั้งสองรูปแบบจึงช่วยเพิ่มความแม่นยำในการคำนวณการทรุดตัว และปรับปรุงการทำนายพฤติกรรมดินภายใต้สภาวะน้ำหนัที่เปลี่ยนแปลง

บางประเภทของ Hysteresis สามารถเป็นทั้งสมมาตรและไม่สมมาตร Hysteresis สมมาตรหมายถึงเส้นโค้ง Reloading กลับไปใกล้จุดเริ่มต้นของเส้นโค้ง Unloading บน VCL แต่ในบางดินที่มี Hysteresis ไม่สมมาตร เส้นโค้ง Reloading จะโค้งต่ำกว่าจุดเริ่มต้นของเส้นโค้ง Unloading พฤติกรรมนี้ทำให้เกิดการเสียรูปถาวรในดินเหนียว OC มากขึ้น และขับน้ำออกจากดินมากกว่าปกติ

ในการสร้างสมการที่แสดงการ Unloading และ Reloading อย่างถูกต้อง จำเป็นต้องพิจารณาทั้งความแม่นยำและความสะดวกในการใช้งาน

ในการศึกษานี้ ใช้สมการพาราโบลาที่มีพารามิเตอร์ 3 ตัว ดังสมการที่ 8 โดยสมการพาราโบลาที่หั่นขึ้นแสดงช่วง Unloading (ด้วยพารามิเตอร์ C , h และ k และสมการที่หั่นลงแสดงช่วง Reloading (ด้วยพารามิเตอร์ C_I , h_I และ k_I)

สมการสามารถใช้ได้เฉพาะเมื่อความเค้น σ'_v น้อยกว่าหรือเท่ากับ ความเค้นที่จุด Unloading บน VCL ดังในรูปที่ 6 แสดงการใช้พาราโบลาในการอธิบายกราฟเหล่านี้การตั้งสมการพื้นฐานสำหรับ Hysteresis สมมาตรก่อนแล้วปรับปรุงให้รองรับ Hysteresis ไม่สมมาตร จะช่วยเพิ่มความแม่นยำในการจำลองพฤติกรรมดินภายใต้สภาวะต่างๆ



รูปที่ 6 แผนภาพการใช้สมการพาราโบลาสำหรับเส้นการ Unloading และ Reloading

$$e = \frac{(\log'_{\sigma'_v} - h)^2}{4C} + k \quad (8)$$

2.2.1 สมการสำหรับ Hysteresis สมมาตร

สำหรับ Hysteresis สมมาตรใช้พารามิเตอร์ 3 ตัว (C , h และ k) สำหรับทั้งพาราโบลาที่หั่นขึ้นและหั่นลงโดยต้องคำนวณค่าของ C_I , h_I และ k_I สำหรับพาราโบลาที่หั่นลงจากค่าของพาราโบลาที่หั่นขึ้นตามสมการที่ 8 การเปลี่ยนแปลงของอัตราส่วนช่องว่าง (Δe) และความชันเส้นสัมผัส $\bar{C}_r(U_n)$ ระหว่างจุดเริ่มต้นของ Unloading (σ'_0) และจุดใด ๆ บนเส้น Unloading ที่สมมาตร (σ'_v) สามารถคำนวณได้จากสมการที่ 9-10

$$e = e - e_{\theta} = \frac{(\log'_{\sigma'_v})^2 - (\log'_{\sigma'_0})^2 - 2h \cdot \log(\sigma'_v / \sigma'_0)}{4C} \quad (9)$$

$$\bar{C}_r(U_n) = -\frac{\Delta e}{\log \sigma'_v} = \frac{2h - \log(\sigma'_v / \sigma'_0)}{4C} \quad (10)$$

ใน Hysteresis สมมาตร ขนาดของพาราโบลาที่หั่นขึ้นสำหรับ Unloading และ Reloading เหมือนกัน ดังนั้น C_I สามารถแสดงเป็นฟังก์ชันของ C ได้เพื่อหาค่า h_I และ k_I ต้องใช้เงื่อนไขสองข้อจากรูปที่ 3 โดยใช้พิกัด

ของจุด Unloading (σ'_g, e_g) และจุด Reloading เริ่มต้นจากนั้นหาค่าอัตราส่วนช่องว่าง e ที่ทั้งสองจุดด้วยการแทนค่าความเค้นในสมการ VCL (สมการที่ 6) และสมการ Unloading (สมการที่ 8)

โดยใช้เงื่อนไข $C_l = -C$ เมื่อแก้สมการพร้อมกันจะได้สมการสำหรับ h_l และ k_l ซึ่งขึ้นอยู่กับพารามิเตอร์ของ VCL ที่นำเสนอใหม่และ C , h และ k สมการเหล่านี้แสดงในสมการที่ 11-13

$$C_l = -C \quad (11)$$

$$h_l = \frac{4C_l(e_\omega - e_g) - (\log \sigma'_\omega)^2 + (\log \sigma'_g)^2}{2(\log \sigma'_g - \log \sigma'_\omega)} \quad (12)$$

$$k_l = e_\omega - \frac{1}{4C_l}(\log \sigma'_\omega - h_l)^2 \quad (13)$$

ในขั้นตอนของเทคนิคพารามิเตอร์ที่ดีที่สุดนี้ Hysteresis สมมาตร (ทั้งช่วง Unloading และ Reloading) สามารถประเมินได้โดยใช้เพียงสามพารามิเตอร์ (C , h และ k) นอกจากนี้ ความชันสัมผัส (κ) ของส่วน Unloading ในสมการที่ 8 สามารถแสดงในสมการที่ 14 ที่จุดเริ่มต้นของ Unloading (และบน VCL) ความชันสัมผัส (κ) โดยทั่วไปจะถือว่าเป็นค่าคงที่ κ_0 สำหรับแต่ละประเภทของดิน ดังนั้น κ_0 สามารถหาค่าจากการแทนค่า σ'_v ในสมการที่ 14 ด้วย σ'_g ตามที่แสดงในสมการที่ 15

$$\kappa = \frac{de}{d \log \sigma'_v} = \frac{(\log \sigma'_v - h)}{2C} \quad (14)$$

$$\kappa_0 = \frac{(\log \sigma'_g - h)}{2C} \quad (15)$$

ในการคำนวณ κ และ κ_0 สำหรับ Reloading ใน Hysteresis สมมาตรให้แทนค่าของ C_l , h_l และ k_l จากสมการที่ 11-13 แทนที่ C , h และ k และแทน σ'_ω แทนที่ σ'_g ในสมการที่ 14-15 สำหรับ Hysteresis สมมาตร κ_0 ที่ σ'_g บนเส้น Unloading จะเท่ากับ κ_0 ที่ σ'_ω บนเส้น Reloading สมการ Reloading (สมการที่ 14) ใช้ได้เฉพาะเมื่อ $\sigma'_v \geq \sigma'_\omega$ และมีข้อจำกัดตามความเค้นบน VCL เมื่อ $\Psi = 0$ Hysteresis ไม่สมมาตรจะกลายเป็นสมมาตร การเปลี่ยนแปลงของอัตราส่วนช่องว่าง (Δe) และความชันสัมผัส $\bar{C}_r(ReS)$ ระหว่างจุดเริ่มต้น Reloading (σ'_ω) และจุดใด ๆ บนเส้น Reloading ที่สมมาตร (σ'_v) สามารถคำนวณได้จากสมการที่ 16-17

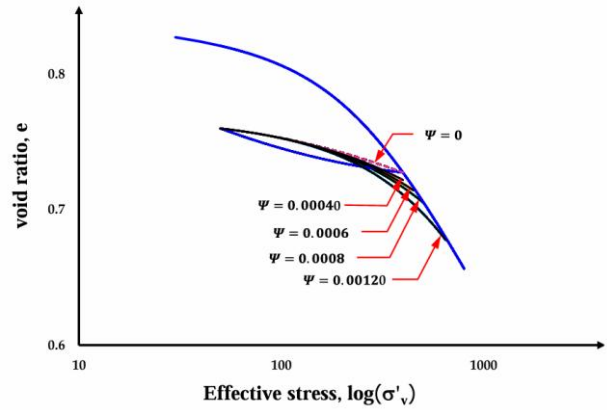
$$\Delta e = e - e_\omega = \frac{(\log \sigma'_v)^2 - (\log \sigma'_\omega)^2 - 2h_l \log(\sigma'_v / \sigma'_\omega)}{4C_l} \quad (16)$$

$$\bar{C}_r(ReS) = -\frac{\Delta e}{\log \sigma'_v} = \frac{\log(\sigma'_\omega \cdot \sigma'_v) - 2h_l}{4C_l} \quad (17)$$

สำหรับดินที่มีการอัดตัวมากกว่าปกติ (OC) และแสดง Hysteresis สมมาตร การคำนวณการทรุดตัวสามารถใช้ $\bar{C}_r$ โดยแทน C_r ด้วย $\bar{C}_r$ (จากสมการที่ 17) และ C_c ด้วย $\bar{C}_c$ (จากสมการที่ 7) ในสมการที่ 2

2.2.2 สมการสำหรับ Hysteresis สมมาตร

ลักษณะทั่วไปของ Hysteresis ไม่สมมาตรถูกแสดงในรูปที่ 7 โดยส่วนการ Unloading เหมือน Hysteresis สมมาตร แต่เส้น Reloading จะเอียงลงที่ปลายสุด ในการศึกษาครั้งนี้ เราได้เพิ่มตัวแปร Ψ เพื่อปรับสมการ Hysteresis สมมาตรให้กลายเป็นไม่สมมาตร



รูปที่ 7 ผลกระทบของพารามิเตอร์ Ψ สำหรับ Hysteresis ไม่สมมาตร

$$e = \left[\frac{(\log \sigma'_v - h_l)^2}{4C_l} + k_l \right] \left[1 - \Psi \left(\log \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_\omega} \right)^6 \right) \right] \quad (18)$$

สมการที่ 18 แทนเส้นโค้ง Reloading สำหรับ Hysteresis สมมาตร ($\Psi = 0$) และไม่สมมาตร ($\Psi > 0$) โดยใช้ได้เฉพาะกับค่าความเค้นที่ไม่เกินเส้น AJOE พจน์ $\left[1 - \Psi \left(\log \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_\omega} \right)^6 \right) \right]$ จะมีค่าเท่ากับ 1 ที่จุดเริ่มต้น Reloading ทำให้ความชันยังคงเป็น κ_0 สำหรับเส้นโค้งแบบสมมาตร

การเปลี่ยนแปลงของอัตราส่วนช่องว่าง (e) และความชันสัมผัสเส้นโค้ง $\bar{C}_r(ReA)$ ระหว่างจุดเริ่มต้น Reloading (σ'_ω) และจุดใด ๆ บนเส้นการ Reloading แบบไม่สมมาตร (σ'_v) สามารถคำนวณได้จากสมการที่ 19-20

$$\Delta e = e - e_\omega = \left[\frac{(\log \sigma'_v - h_l)^2}{4C_l} + k_l \right] \left[1 - \Psi \left(\log \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_\omega} \right)^6 \right) \right] - \left[\frac{(\log \sigma'_\omega - h_l)^2}{4C_l} + k_l \right] \quad (19)$$

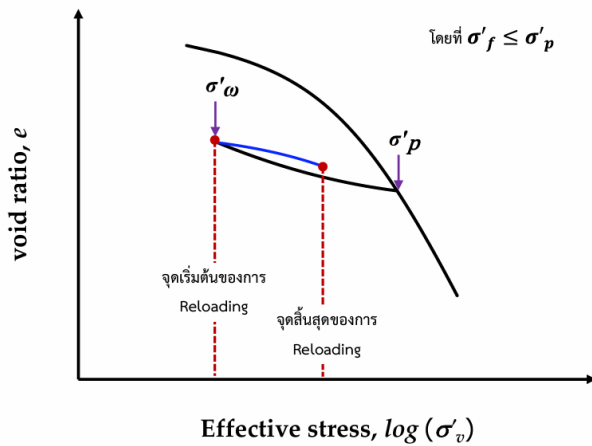
$$\bar{C}_r(ReA) = -\frac{\Delta e}{\log \sigma'_v} = \frac{\left[\frac{(\log \sigma'_v - h_i)^2}{4C_i} + k_i \right] \left[1 - \psi \left(\log \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_\omega} \right)^6 \right) \right] - \left[\frac{(\log \sigma'_\omega - h_i)^2}{4C_i} + k \right]}{\log \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_\omega} \right)} \quad (20)$$

พฤติกรรมการรับน้ำหนักของดินเหนียวที่ผ่านการอัดตัวเกินแบ่งเป็นสองกรณี:

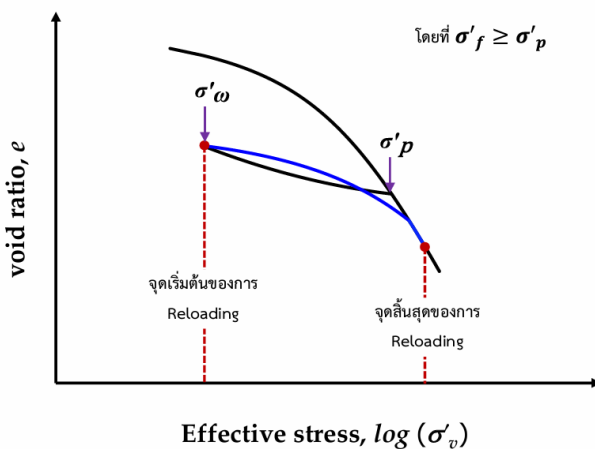
1. หาก $\sigma'_f < \sigma'_p$ จุด σ'_f อยู่บนเส้นโค้ง Reloading (รูปที่ 8) การทรุดตัวคำนวณจาก Δe ในสมการ 19
2. หาก $\sigma'_f > \sigma'_p$ จุด σ'_f อยู่บน VCL (รูปที่ 9) การทรุดตัวคำนวณจาก Δe ในสมการ 21

การแบ่งกรณีนี้ช่วยให้คำนวณการทรุดตัวแม่นยำขึ้น และลดข้อผิดพลาดจาก LF ได้

$$\Delta e = \bar{C}_r(Un) \cdot \log(OCR) + a \log \left(\frac{\sigma'_f}{\sigma'_p} \right) + \sqrt{\theta + \left(a \log \left(\frac{\sigma'_f}{R} \right) \right)^2} - \sqrt{\theta + \left(a \log \left(\frac{\sigma'_p}{R} \right) \right)^2} \quad (21)$$



รูปที่ 8 เส้นไขการรับน้ำหนักของดินเหนียวอัดตัวมากกว่าปกติ:
กรณีที่ 1 $\sigma'_f \leq \sigma'_p$



รูปที่ 9 เส้นไขการรับน้ำหนักของดินเหนียวอัดตัวมากกว่าปกติ:
กรณีที่ 2 $\sigma'_f \geq \sigma'_p$

แม้ว่า C , h และ k และ Ψ จะได้จากการทดสอบในห้องปฏิบัติการ แต่สามารถใช้กับ Unloading ที่ความเค้นอื่นๆ e_g โดยไม่ต้องปรับกราฟใหม่ โดยถือว่า พาราโบลาของช่วง Unloading ขนาดเดิม ($C' = -C$) และความชันสัมผัสที่จุดเริ่มต้นของ Unloading (κ_0) คงที่สำหรับทุกจุด Unloading จากสมการที่ 8 จะคำนวณ h' และ k' ดังสมการที่ 22-23 ตามลำดับ

$$h' = \log \sigma'_{g_{new}} - 2C \cdot \kappa_0 \quad (22)$$

$$k' = \frac{(\log \sigma'_{g_{new}} - h')^2}{4C} \quad (23)$$

โดยที่ $\sigma'_{g_{new}}$ และ $e_{g_{new}}$ เป็นความเค้นและอัตราส่วนช่องว่างที่จุด Unloading ใหม่สำหรับการ Unloading ค่า C'_1 , h'_1 และ k'_1 คำนวณได้จากสมการเดิมข้างต้น

3. กระบวนการคำนวณการทรุดตัวจากการอัดตัวคายน้ำแบบหนึ่งมิติ

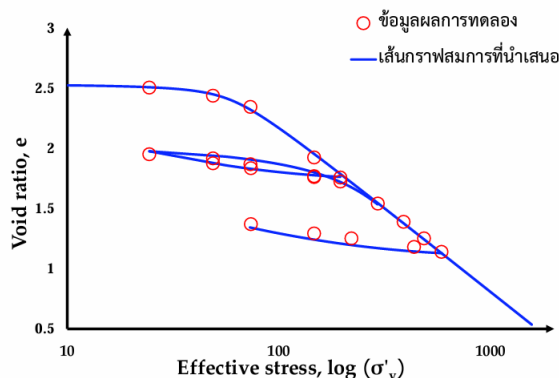
คำอธิบายโดยย่อสำหรับการคำนวณการทรุดตัวจากการอัดตัวคายน้ำสามารถสรุปได้ดังนี้:

1. ปรับข้อมูลคอนโซลิดเซนให้เข้ากับ VCL โดยใช้สมการ AJOP (สมการ 6) เพื่อหาพารามิเตอร์ (Γ , R , α และ θ)
2. กำหนดพารามิเตอร์พาราโบลาสำหรับช่วง Unloading (C , h และ k) และช่วง Reloading (Ψ) ตามสมการ 8 และ 18
3. แบ่งชั้นดินและกำหนดความเค้นเริ่มต้น σ'_{int} และความเค้นสุดท้าย σ'_f ที่จุดกึ่งกลางแต่ละชั้น
4. สำหรับดิน OC:
 - 4.1) คำนวณความเค้นในอดีตสูงสุด $\sigma'_p = OCR \cdot \sigma'_{ini}$ และอัตราส่วนช่องว่างที่จุด Unloading (e_g)
 - 4.2) คำนวณพารามิเตอร์ (C' , h' และ k') จาก (C , h และ k) สำหรับ Unloading ของแต่ละชั้น
 - 4.3) คำนวณอัตราส่วนช่องว่างของความเค้นเริ่มต้น σ'_{int} ซึ่งเท่ากับอัตราส่วนช่องว่างที่จุดเริ่มต้นของกระบวนการ Reloading (σ'_ω)
 - 4.4) คำนวณพารามิเตอร์ (C'_1 , h'_1 และ k'_1) สำหรับการ Reloading ของแต่ละชั้น
5. คำนวณการเปลี่ยนแปลงอัตราส่วนช่องว่าง (Δe):
 - 5.1) ดินเหนียว NC ใช้สมการ 7
 - 5.2) ดินเหนียว OC ใช้สมการ 19-21
6. คำนวณการทรุดตัวของแต่ละชั้น $\rho_i = H_i \left[\frac{\Delta e_i}{1+e_0} \right]$
7. คำนวณการทรุดตัวรวม $\rho = \sum_{i=1}^n (\rho_i)$

4. ตัวอย่างสำหรับการทำนายการทรุดตัวจากการอัดตัวคาย น้ำแบบหนึ่งมิติ

เพื่อแสดงประสิทธิภาพของสมการที่นำเสนอใหม่ จะมีการใช้ตัวอย่างการคำนวณการทรุดตัวจากการอัดตัวคายน้ำ (ρ_f) ในกรณีของฐานรากรูปสี่เหลี่ยมผืนผ้า (Strip footing) ในรูปที่ 10 ที่ใช้กับโครงสร้างถนนโดยทั่วไป มีขนาดความกว้าง 0.6-2 เมตร ในการศึกษาเลือกใช้น้ำหนักกว้าง 2 เมตร และชั้นดินเหนียวที่มีความหนาทั้งหมด 12 เมตร ในส่วนนี้การวิเคราะห์จะแบ่งชั้นดินออกเป็นชั้นละเท่า ๆ กันชั้นละ 1 เมตร

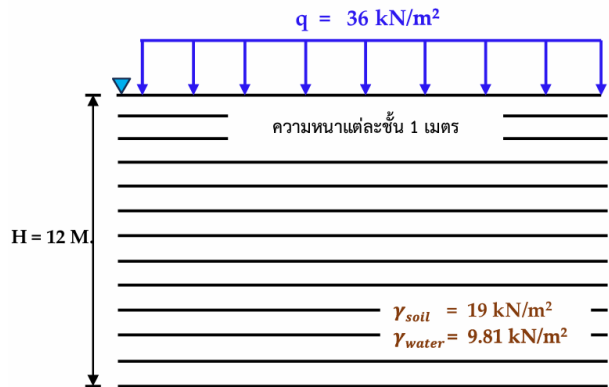
ก่อนการวิเคราะห์ พารามิเตอร์ของดินที่ใช้ตามวิธีที่เสนอสามารถหาค่าได้จากรูปที่ 9 และค่าพารามิเตอร์ที่ได้จากผลการทดลองในห้องปฏิบัติการ ดังตารางที่ 1 สรุปลักษณะที่ปรับให้สอดคล้องกับผลการทดลองสำหรับดินเหนียวดังกล่าวในการวิเคราะห์ดินเหนียวอัดตัวคายน้ำปกติ และดินเหนียวอัดตัวคายน้ำมากกว่าปกติ โดยสามสมการถูกนำมาใช้ในการวิเคราะห์กรณีของการอัดตัวคายน้ำปกติ ได้แก่ LF, CF และ AJOP นอกจากนี้ให้สังเกตว่า ดินดังกล่าวในรูปที่ 9 มีพฤติกรรมเป็น Hysteresis แบบไม่สมมาตร ($\Psi > 0$) แต่ถ้าเส้นโค้ง Reloading กลับไปใกล้จุดเริ่มต้นของเส้นโค้ง Unloading บน VCL ทำให้เป็น Hysteresis แบบสมมาตร ($\Psi = 0$) และในส่วนของการอัดตัวคายน้ำมากกว่าปกติในการศึกษาเลือกใช้สมการ AJOP และวิธีที่นำเสนอที่มีความแม่นยำและอธิบายพฤติกรรมของดินที่สอดคล้องและเหมาะสมที่สุดเมื่อเทียบกับวิธีดั้งเดิม



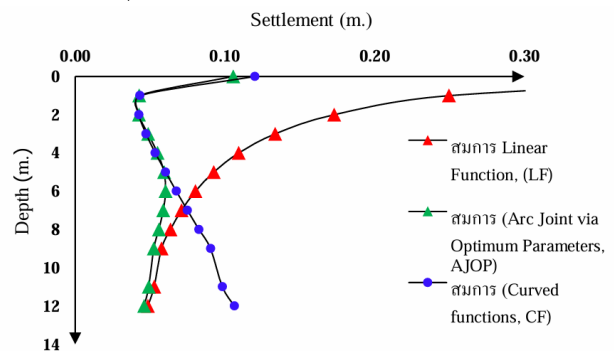
รูปที่ 10 เส้นกราฟสมการที่นำเสนอเปรียบเทียบกับผลการทดลองการอัดตัวคายน้ำในห้องปฏิบัติการ: ดินเหนียวอ่อนกรุงเทพ

ตารางที่ 1 สรุปลักษณะของดินที่ได้จากการปรับค่าจากผลการทดสอบในห้องปฏิบัติการในรูปที่ 9

พารามิเตอร์ของดินเหนียวที่ได้จากผลการทดลองคาน้ำแบบ 1 มิติ							
เส้นการอัดตัวคายน้ำ (VCL)				เส้น Unloading-Reloading			
Γ	α	R	θ	C	h	k	Ψ
2.54	0.7	59	0.019	4.32	3.51	1.68	0.068



รูปที่ 11 ฐานรากบนดินเหนียวที่ใช้ในการคำนวณการทรุดตัวจากการอัดตัวคายน้ำ: ชั้นดินที่มีความหนาเท่ากัน



รูปที่ 12 เปรียบเทียบค่าการทรุดตัวที่มีความลึกต่าง ๆ จากการอัดตัวคายน้ำของดินเหนียวกรุงเทพอัดตัวคายน้ำปกติวิธี LF, CF และ AJOP [22]

ตารางที่ 2 เปรียบเทียบค่าการทรุดตัวอัดตัวคายน้ำรวมของดินที่เหนียวกรุงเทพอัดตัวคายน้ำปกติโดยใช้วิธี LF, CF และ AJOP ($q = 36 \text{ kN/m}^2$)

ผลการคำนวณการทรุดตัวอัดตัวคายน้ำปกติ (โดยแบ่งชั้นดินเท่า ๆ กัน)		
LF (สมการที่ 3)	CF (สมการที่ 4)	AJOP (สมการที่ 5)
1.630 เมตร	0.887 เมตร	0.677 เมตร

ตารางที่ 2 แสดงผลการคำนวณการทรุดตัวของดินเหนียวอัดตัวคายน้ำปกติพบว่า วิธีดั้งเดิม LF ให้ค่าทรุดตัวสูงกว่าวิธี AJOP ก่อนข้างมากส่วนวิธี CF มีค่าสูงกว่าวิธี AJOP เล็กน้อย เนื่องจากเส้นโค้งจำลองพฤติกรรมทรุดตัวอัดตัวคายน้ำได้ดีกว่าเส้นตรงในช่วงความเค้นน้อย ๆ (บริเวณค่าความเค้นเริ่มต้นที่ระดับความลึกไม่มากจากผิวดิน) สังเกตได้จาก $e - \log \sigma'_v$ ในรูปที่ 9

นอกจากนี้ เป็นที่น่าสังเกตว่าผลลัพธ์จาก CF และ AJOP จากรูปที่ 11 ค่าการทรุดตัวมีค่าใกล้เคียงกันในระดับความลึกตื้น แต่เมื่อความลึกเพิ่มมากขึ้น CF ไม่สามารถให้ส่วนที่เป็นเส้นตรงบนเส้น $e - \log \sigma'_v$ ทำให้มีค่าการทรุดตัวที่สูงกว่า AJOP และ LF ในขณะเดียวกัน LF เมื่อความเค้นมีค่าเพิ่มมากขึ้นสามารถให้เส้นที่อยู่บน $e - \log \sigma'_v$ ได้เหมือนกับ AJOP อย่างไรก็ตามจะเห็นได้ว่าสมการ AJOP สามารถให้ทำนายความเค้นได้อย่างแม่นยำทุกช่วงของระดับความเค้นที่แตกต่างจากการเปรียบเทียบทั้งสามสมการในรูปที่ 1 และสามารถคำนวณผลการทรุดตัวแบบอัดตัวคายน้ำมากกว่าปกติ (OC) จากสมการ AJOP ร่วมกับสมการที่นำเสนอสำหรับ

กรณี OC แบบสมมาตรและไม่สมมาตร โดยมีค่าการทรุดตัวเท่ากับ 0.199 เมตร

5. สรุปผล

การศึกษานี้ประเมินความแม่นยำของการคำนวณการทรุดตัวแบบอัดตัวคาน้ำของดินเหนียวโดยเปรียบเทียบการคำนวณ 3 วิธี คือ 1) สมการเชิงเส้น (Linear Function, LF) 2) สมการเส้นโค้ง (Curve Function, CF) และ 3) สมการเส้นโค้งต่อด้วยเส้นตรงในสมการเดียว (Arc Joint via Optimum Parameters, AJOP) โดยเปรียบเทียบค่าที่ได้จากทั้งสามวิธีที่แต่ละความลึก

สำหรับวิธี LF เป็นวิธีที่มีความเรียบง่ายในการคำนวณแต่พบว่ามีค่าความคลาดเคลื่อนค่อนข้างสูงในช่วงที่ความเค้นมีค่าน้อย ๆ (ความลึกไม่มากจากผิวดิน) เนื่องจากกราฟผลการทดลองการอัดตัวคาน้ำในห้องปฏิบัติการในช่วงความเค้นน้อยๆไม่ได้เรียงตัวอยู่บนส่วนของเส้นตรง $e - \log \sigma'_v$ แต่มักจะเป็นส่วนโค้งที่มีความชันน้อยกว่าส่วนที่เป็นเส้นตรง

สำหรับวิธี CF (สมการ Power Function) ซึ่งมีความสัมพันธ์ $e - \log \sigma'_v$ เป็นเส้นโค้งจึงสอดคล้องผลการทดลองการอัดตัวคาน้ำในห้องปฏิบัติการได้เป็นอย่างดีในช่วงที่ความเค้นมีค่าน้อย ๆ (ความลึกน้อยๆ) อย่างไรก็ตามไม่สามารถให้ส่วนที่ตรงได้ในช่วงความเค้นที่มีค่ามากขึ้น (ความลึกมากขึ้น) จะเห็นได้ว่าทั้งวิธี LF และวิธี CF ต่างยังมีความแม่นยำและมีความคลาดเคลื่อนทั้งสองวิธี แต่พบว่าการคำนวณวิธี CF นี้มีค่าความคลาดเคลื่อนน้อยกว่าวิธีที่ 1 เนื่องจากความคลาดเคลื่อนของวิธี CF เกิดขึ้นที่ความลึกค่อนข้างมากซึ่งเป็นตำแหน่งที่แรงกระทำที่ผิวดินส่งลงไปถึงน้อยลง ทำให้วิธี CF มีความแม่นยำกว่าวิธี LF

ส่วนของวิธี AJOP เป็นสมการที่สามารถเป็นเส้นโค้งและต่อด้วยส่วนของเส้นตรงในสมการเดียวกันได้ จึงสามารถลดความคลาดเคลื่อนที่ปรากฏวิธี LF และ CF ได้ หรือกล่าวได้ว่า สอดคล้องและแม่นยำของทุกช่วงระดับความเค้นที่แตกต่างกันทั้งในช่วงความเค้นที่มีค่ามากและความเค้นที่มีค่าน้อยได้

จากผลการศึกษาชี้ให้เห็นว่าสำหรับตัวการคำนวณการทรุดตัวกรณีดินเหนียวสำหรับปัญหารากตื้นแถบยาว (Strip Footing) ทั้งสามวิธี LF, CF และ AJOP ได้ค่าการทรุดตัวคือ 1.630, 0.887 และ 0.677 เมตร ตามลำดับ นอกจากนี้พบว่าที่ความลึกประมาณ 6 เมตร ค่าการทรุดตัววิธี CF และ AJOP ให้ค่าที่ใกล้เคียงกัน แต่ได้ค่าน้อยกว่าวิธี LF มาก ส่วนที่ความลึกมากกว่า 6 เมตรลงไปจะให้ผลลัพธ์ที่ตรงกันข้าม กล่าวคือ วิธี LF จะให้ผลที่สอดคล้องกับวิธี AJOP และให้ค่าน้อยกว่าวิธี CF มาก ดังนั้นวิศวกรควรหันมาใช้วิธี AJOP เพื่อลดความคลาดเคลื่อนในการคำนวณ ทั้งนี้ตัวแปรที่ใช้ในการคำนวณอาจจะมีจำนวนมากขึ้นแต่ วิธี AJOP สามารถลดความคลาดเคลื่อนในการคำนวณได้อย่างมีประสิทธิภาพ โดยไม่ต้องใช้การประมาณค่าและทดสอบเพิ่มเติม และสามารถใช้งานได้ง่ายจริงในการทำนายการทรุดตัวอัดตัวคาน้ำได้อย่างแม่นยำมากขึ้นในทางวิศวกรรมธรณีเทคนิค

กิตติกรรมประกาศ

รายงานการวิจัยฉบับนี้สำเร็จลุล่วงไปได้ด้วยความร่วมมือจากหลายฝ่าย ข้าพเจ้าขอแสดงความขอบคุณ สาขาวิศวกรรมโยธา คณะวิศวกรรมศาสตร์

มหาวิทยาลัยมหาสารคาม ที่ให้การสนับสนุนด้านสถานที่และอำนวยความสะดวกในการดำเนินงานวิจัย ตลอดจนเจ้าหน้าที่และพนักงานทุกท่านที่ให้ความช่วยเหลือในด้านต่างๆ

เอกสารอ้างอิง

- [1] Davis, E. H., & Raymond, G. P. (1965). A non-linear theory of consolidation. *Geotechnique*, 15(2), 161-173.
- [2] Barden, L., & Berry, P. L. (1965). Consolidation of normally consolidated clay. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 91(5), 15-35.
- [3] Gibson, R. E., England, G. L., & Hussey, M. J. L. (1967). The theory of one-dimensional consolidation of saturated clays Finite non-linear consolidation of thin homogeneous layers. *Geotechnique*, 17(3), 261-273.
- [4] Gray, H. (1945). Simultaneous consolidation of contiguous layers of unlike compressible soils. *Trans., ASCE*, 110, 1327-1344.
- [5] Poskitt, T. J. (1969). The consolidation of saturated clay with variable permeability and compressibility. *Geotechnique*, 19(2), 234-252.
- [6] Schiffman, R. L., & Stein, J. R. (1970). One-dimensional consolidation of layered systems. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 96(4), 1499-1504.
- [7] Mesri, G., and Rokhasar, A. (1974). One-Dimensional Consolidation of Layered Systems. *Soil Mech. Found*, 100, pp.889-904.
- [8] Lee, P. K. K., Xie, K. H., & Cheung, Y. K. (1992). A study on one-dimensional consolidation of layered systems. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 16(11), 815-831.
- [9] Xie, K. H., & Pan, Q. Y. (1995). One dimensional consolidation theory of arbitrary layers under time-dependent loading. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 17(5), 80-85.
- [10] Lekha, K. R., Krishnaswamy, N. R., & Basak, P. (2003). Consolidation of clays for variable permeability and compressibility. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 129(11), 1001-1009.
- [11] Ying-chun, Z., Kang-he, X., & Xi-bin, L. (2005). Nonlinear analysis of consolidation with variable compressibility and permeability. *Journal of Zhejiang University-SCIENCE A*, 6(3), 181-187.
- [12] Abbasi, N., Rahimi, H., Javadi, A. A., & Fagher, A. (2007). Finite difference approach for consolidation with variable

- compressibility and permeability. *Computers and Geotechnics*, 34(1), 41-52.
- [13] Conte, E., & Troncone, A. (2007). Nonlinear consolidation of thin layers subjected to time-dependent loading. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(6), 717-725.
- [14] Carrera, E., & Brischetto, S. (2008). Analysis of thickness locking in classical, refined and mixed multilayered plate theories. *Composite Structures*, 82(4), 549-562.
- [15] Zheng, G. Y., Li, P., & Zhao, C. Y. (2013). Analysis of nonlinear consolidation of soft clay by differential quadrature method. *Applied clay science*, 79, 2-7.
- [16] Li, C., Huang, J., Wu, L., Lu, J., & Xia, C. (2018). Approximate analytical solutions for one-dimensional consolidation of a clay layer with variable compressibility and permeability under a ramp loading. *International Journal of Geomechanics*, 18(11), 06018032.
- [17] Xie, K. H., Xie, X. Y., & Jiang, W. (2002). A study on one-dimensional nonlinear consolidation of double-layered soil. *Computers and Geotechnics*, 29(2), 151-168.
- [18] Chen, R. P., Zhou, W. H., Wang, H. Z., & Chen, Y. M. (2005). One-dimensional nonlinear consolidation of multi-layered soil by differential quadrature method. *Computers and Geotechnics*, 32(5), 358-369.
- [19] Hu, J., Bian, X., & Chen, Y. (2021). Nonlinear consolidation of multilayer soil under cyclic loadings. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 25(6), 1042-1064.
- [20] Kim, P., Ri, K. S., Kim, Y. G., Sin, K. N., Myong, H. B., & Paek, C. H. (2020). Nonlinear consolidation analysis of a saturated clay layer with variable compressibility and permeability under various cyclic loadings. *International Journal of Geomechanics*, 20(8), 04020111.
- [21] Kim, P., Kim, H. S., Pak, C. U., Paek, C. H., Ri, G. H., & Myong, H. B. (2021). Analytical solution for one-dimensional nonlinear consolidation of saturated multi-layered soil under time-dependent loading. *Journal of Ocean Engineering and Science*, 6(1), 21-29.
- [22] Trani, L., Bergado, D., & Abuel-Naga, H. (2010). Thermo-mechanical behavior of normally consolidated soft Bangkok clay. *International Journal of Geotechnical Engineering*, 4(1), 31-44.
- [23] Whittle, A. J., Degroot, D. J., Ladd, C. C., & Seah, T. H. (1994). Model prediction of anisotropic behavior of Boston blue clay. *Journal of geotechnical Engineering*, 120(1), 199-224.
- [24] Santos, L.M., a Oliveira, P.J., Sousa, J.N. V., Lemos, L.J.L. (2023). Effect of Initial Stiffness on The Induced Horizontal Displacements of Geotechnical Structures Built on/in Overconsolidated Clays. Imperial College London, United Kingdom, 26-28 June 2023.
- [25] Aysen, Ali. Soil mechanics: basic concepts and engineering applications. CRC Press, 2002.
- [26] Matsuoka, H., Yao, Y., & SUN, D. (1999). The Cam-clay models revised by the SMP criterion. *Soils and foundations*, 39(1), 81-95.
- [27] Yao, Y. P., Sun, D. A., & Luo, T. (2004). A critical state model for sands dependent on stress and density. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 28(4), 323-337.
- [28] Yao, Y. P., Sun, D. A., & Matsuoka, H. (2008). A unified constitutive model for both clay and sand with hardening parameter independent on stress path. *Computers and Geotechnics*, 35(2), 210-222.
- [29] Yao, Y. P., Sun, D. A., & Matsuoka, H. (2008). A unified constitutive model for both clay and sand with hardening parameter independent on stress path. *Computers and Geotechnics*, 35(2), 210-222.
- [30] Cao, L. F., Teh, C. I., & Chang, M. F. (2001). Undrained cavity expansion in modified Cam clay I: Theoretical analysis. *Geotechnique*, 51(4), 323-334.
- [31] Grimstad, G., Degago, S. A., Nordal, S., & Karstunen, M. (2010). Modeling creep and rate effects in structured anisotropic soft clays. *Acta Geotechnica*, 5, 69-81.
- [32] Yin, Z. Y., Xu, Q., & Hicher, P. Y. (2013). A simple critical-state-based double-yield-surface model for clay behavior under complex loading. *Acta Geotechnica*, 8, 509-523.
- [33] Ou, C. Y., Liu, C. C., & Chin, C. K. (2011). Anisotropic viscoplastic modeling of rate-dependent behavior of clay. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 35(11), 1189-1206.
- [34] Li, X. S., & Wang, Y. (1998). Linear representation of steady-state line for sand. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 124(12), 1215-1217.
- [35] Yang, Z. X., Li, X. S., & Yang, J. (2008). Quantifying and modelling fabric anisotropy of granular soils. *Géotechnique*, 58(4), 237-248.
- [36] Yang, J., Wei, L. M., & Dai, B. B. (2015). State variables for silty sands: Global void ratio or skeleton void ratio?. *Soils and Foundations*, 55(1), 99-111.

- [37] Murthy, T. G., Loukidis, D., Carraro, J. A. H., Prezzi, M., & Salgado, R. (2007). Undrained monotonic response of clean and silty sands. *Géotechnique*, 57(3), 273-288.
- [38] Rahman, M. M., Lo, S. R., & Baki, M. A. L. (2011). Equivalent granular state parameter and undrained behaviour of sand-fines mixtures. *Acta Geotechnica*, 6, 183-194.
- [39] Rahman, M. M., Lo, S. C., & Dafalias, Y. F. (2014). Modelling the static liquefaction of sand with low-plasticity fines. *Géotechnique*, 64(11), 881-894.
- [40] Duriez, J., & Vincens, É. (2015). Constitutive modelling of cohesionless soils and interfaces with various internal states: An elasto-plastic approach. *Computers and Geotechnics*, 63, 33-45.
- [41] Kaewhanam, N., & Chaimoon, K. (2023). A Simplified Silty Sand Model. *Applied Sciences*, 13(14), 8241.
- [42] YIN, J. H., & Graham, J. (1989). General elastic viscous plastic constitutive relationships for 1-D straining in clays. In *International symposium on numerical models in geomechanics. 3 (NUMOG III)* (pp. 108-117).
- [43] Yin, J. H., & Graham, J. (1994). Equivalent times and one-dimensional elastic viscoplastic modelling of time-dependent stress-strain behaviour of clays. *Canadian Geotechnical Journal*, 31(1), 42-52.
- [44] Yin, J. H., & Graham, J. (1996). Elastic visco-plastic modelling of one-dimensional consolidation. *Geotechnique*, 46(3), 515-527.
- [45] Yin, J. H. (1999). Non-linear creep of soils in oedometer tests. *Geotechnique*, 49(5), 699-707.
- [46] Zhu, Q. Y., Yin, Z. Y., Hicher, P. Y., & Shen, S. L. (2016). Nonlinearity of one-dimensional creep characteristics of soft clays. *Acta Geotechnica*, 11, 887-900.
- [47] Nishimura, T. (2019). Shear strength of an unsaturated silty soil subjected to creep deformation. In *Geotechnics for sustainable infrastructure development* (pp. 977-984). Singapore: Springer Singapore.
- [48] Huang, J., Yao, Y., Lu, X., Qi, J., & Peng, R. (2023). A simplified algorithm for predicting creep settlement of high fills based on modified power law model. *Transportation Geotechnics*, 43, 101078.
- [49] Harris, D. C. (1998). Nonlinear least-squares curve fitting with Microsoft Excel Solver. *Journal of chemical education*, 75(1), 119.