

III-155

非線形移動硬化理論による粘土の繰返し弾粘塑性構成式

岐阜大学 正員 岡 二三生 岐阜大学 正員 八嶋 厚
 ○ (株)大林組 正員 加藤 直樹 (株)日本舗道 正員 北村 博之
 (元 岐阜大学大学院) (元 岐阜大学)

1. はじめに

Masing 則を一般化した岡 [1] により導かれた繰返し載荷時における構成式では、応力方向の反転時に特異点の発生や応力反転直後におけるひずみ増分の方向などの問題を抱えていた。上述の問題点を解決するために岡らは、Armstrong & Frederick [2] によって提案され、Chaboche ら [3] によって一般化され用いられてきた非線形移動硬化理論に基づいて岡 [4]、岡・足立・三村 [5] の弾粘塑性構成式の一般化を行った。(岡ら [6]) 本研究では提案式の自然粘土への適用性を検討した。

2. 非線形移動硬化理論による弾粘塑性構成式の一般化

非線形移動硬化理論を用いて、降伏曲面を同一中心上のまま等方的に広げる等硬化パラメータ R と降伏曲面の中心を表す移動硬化パラメータ x の両方を取り入れた式は次式のようにになる。 k は初期降伏曲面の大きさ、 σ は現在の応力、 J は応力空間内における距離に対応している。

$$f = J(\sigma - x) - R - k = 0 \tag{1}$$

降伏関数 f_y

等硬化および移動硬化の両方を加味した非線形移動硬化理論を導入した降伏関数 f_y は次式で与えられると仮定する。この Chaboche [3] による非線形移動硬化則を用いることによって、過圧密領域と正規圧密領域の両方の領域に同じタイプの構成式を用いることができる。これによつては、領域の遷移過程の連続性を保つことが可能となる。

$$f_y = \{(\eta_{ij}^* - x_{ij}^*) \cdot (\eta_{ij}^* - x_{ij}^*)\}^{1/2} + \alpha M_m^* \ln \left(\frac{\sigma'_{ij}}{\sigma'_{mce}} - \frac{1+e}{\lambda - \kappa} v^{vp} \right) = 0 \tag{2}$$

$$dx_{ij}^* = B^* \left(\frac{2}{3} A^* de_{ij}^{vp} - x_{ij}^* d\gamma^{vp*} \right), \quad d\gamma^{vp*} = \sqrt{\frac{2}{3} de_{ij}^{vp} \cdot de_{ij}^{vp}}$$

$$\eta^* = \sqrt{2J_2/\sigma'_m}, \quad S_{ij} = \sigma'_{ij} - \sigma'_m \delta_{ij}$$

- dx_{ij}^* : 移動硬化パラメータ
- σ'_m : 平均有効応力
- e : 間隙比
- κ : 膨潤指数 ($e \sim \ln \sigma'_m$ の傾き)
- $d\gamma^{vp*}$: 粘塑性偏差ひずみテンソルの第 2 不変量
- S_{ij} : 偏差応力テンソル
- M_m^* : 最大圧縮点における応力比 ($\sqrt{2J_2}/\sigma'_m$)
- σ'_{mce} : 圧密降伏応力
- λ : 圧縮指数 ($e \sim \ln \sigma'_m$ の傾き)
- de_{ij}^{vp} : 粘塑性偏差ひずみテンソル
- A^*, B^* : 材料定数
- J_2 : 偏差応力テンソルの第二不変量

(2) 式において、 $\alpha \neq 0$ のとき、複合硬化を考慮した一般化降伏関数、 $\alpha = 1$ 、 $dx_{ij}^* = 0$ のとき、足立・岡 [7] による正規圧密粘土の構成式に対応した降伏関数、 $\alpha = 0$ 、 dx_{ij}^* の各成分が双曲線型のとき、岡 [4] による過圧密粘土の構成式に対応した降伏関数となる。また、 A^* は破壊応力比 M_f に対応するものであり B^* は移動硬化の速度に関するパラメータとなる。流れ則などはすでに報告しているので省略する。(岡ら [6])

3. 東大阪粘土への適用および考察

非線形移動硬化理論を導入した弾粘塑性構成式を軽過圧密下の東大阪粘土の繰返し載荷試験に適用し解析を行った。今回の解析は過圧密化での実験結果への適用のため $\alpha = 0$ となる。解析に用いたパラメータは表. 1 に示す。実験結果を図. 1・図. 2 に解析結果を図. 3・図. 4 に示す。応力-ひずみ関係において応力増分方向の反転後、ひずみ増分方向がすぐに変化せずに一時的にひずみが反転前の応力増分方向に発生するという挙動をよく表現できている。また繰返しサイクルが増す毎に、各サイクルの変形係数が減少していく現象やひずみが増大し蓄積される傾向を定性的に表現し

表. 1 解析に用いたパラメータ

ヤング係数	E	240 (kgf/cm ²)
圧密指数	λ	0.355
膨潤指数	κ	0.0477
破壊時の の応力比	圧縮側	M_{fc} 1.45
	伸張側	M_{fe} 1.45
最大圧縮点時 の応力比	圧縮側	M_{mc} 1.20
	伸張側	M_{me} 1.20
粘塑性 パラメータ	m_0	12.8
	C_{01}	$9.0 \times 10^{-8} (1/sec.)$
	C_{02}	$1.5 \times 10^{-9} (1/sec.)$
圧密圧力	σ'_{m0}	0.5 (kgf/cm ²)
軸差応力変化速度	\dot{q}	$4.8 \times 10^{-4} (kgf/cm^2)$
最大軸差応力	q_{max}	0.49 (kgf/cm ²)
最小軸差応力	q_{min}	-0.45 (kgf/cm ²)
初期間隙比	e_0	1.922
材料定数	B	120

ている。応力経路において繰返しサイクル数の増加に伴い、過剰間隙水圧が蓄積し、平均有効応力が減少していき $\sigma'_m = 0.2 \text{ kgf/cm}^2$ あたりでループが収束していく傾向が定性的によく表現できている。非線形移動硬化理論を導入した構成式では、先に上述した Masing 則を用いる際、反転毎の硬化パラメータの置き換えによって応力反転時に特異点が発生する問題も解決された。

4. 参考文献

- [1] Oka, F. (1982), Proc. IUTAM Conf. on Deformation and Failure of Granular Materials, Delft, pp.97-107. [2] Armstrong, P.J., Frederick, C.O. (1966), C.E.G.B. Report RD/B/N 731. [3] Chaboche, J.L., Rousselier, G. (1983), Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.105, pp.153-158. [4] Oka, F. (1982), Int. Symp. on Num. Models in Geomech., Zurich, pp.13-17. [5] Oka, F., Adachi, T., Mimura, M. (1988), Proc. of the Int. Conf. on Rheology and Soil Mechanics, Edited by M.J. Keedwell, pp.12-28. [6] 岡ら, "弾粘塑性構成式の定式化について", 平成2年度第2回土質工学研究会, pp.677-680. [7] Adachi, T., Oka, F. (1982), S&F, Vol.22, No.4, pp.57-70.

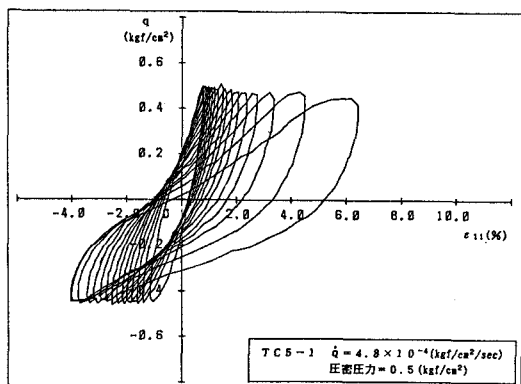


図. 1 応力-ひずみ関係 (実験結果)

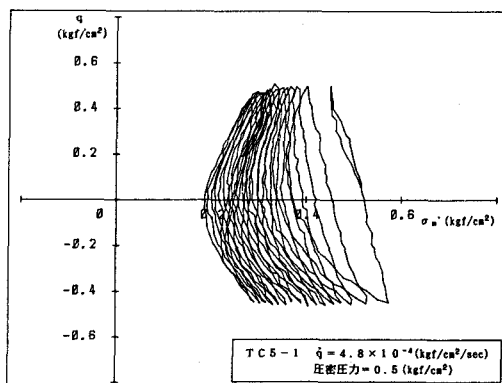


図. 2 応力経路 (実験結果)

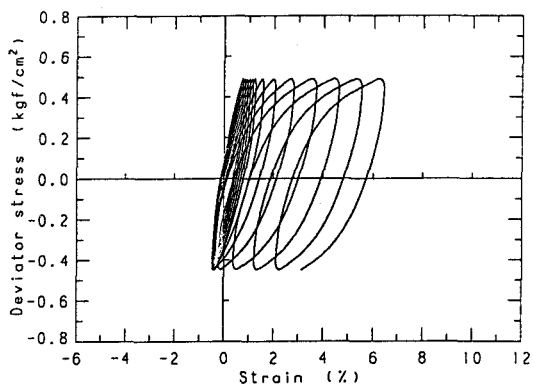


図. 3 応力-ひずみ関係 (解析結果)

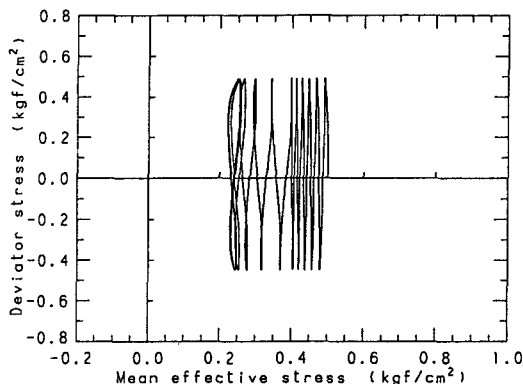


図. 4 応力経路 (解析結果)