

# 基于有限元的尾矿坝静力稳定分析

陈铁亮\*, 母传伟#, 孙靖霄, 赵宇萌, 曹婷, 赵阳

中冶沈勘工程技术有限公司, 辽宁 沈阳

收稿日期: 2025年6月19日; 录用日期: 2025年7月10日; 发布日期: 2025年7月21日

## 摘要

为了确保尾矿库的安全性, 对尾矿库坝体要进行地震动力稳定计算, 而在此之前要先对坝体进行静力分析。静力分析是动力反应分析的基础, 其目的是确定震前坝体与坝基的应力状态, 判断深层稳定性并为地震动力反应分析和液化分析提供基础。在进行尾矿坝初始应力状态计算时, 采用邓肯  $E-v$  模型计算尾矿静力状态下的应力应变, 特别是剪应力状态。选取尾矿库原设计终期、扩容终期主坝模型和扩容终期副坝模型进行有限元静力计算分析, 得出结论: 尾矿坝在各个计算标高内, 其有效大主应力、有效小主应力的分布及大小均在正常范围内, 全部为压应力, 坝体不存在拉应力区; 尾矿坝的位移变形主要表现在垂直方向, 总体上属一个漫长变形沉降过程; 坝内最大剪切应力主要分布在初期坝底及库底基岩层; 库内尾砂区域绝大部分剪应力值较小, 不会产生相对错动滑移。最终认定, 尾矿库静力状态下不存在深部滑动及较大变形区域, 坝体是静力稳定的。

## 关键词

尾矿坝, 静力稳定, 静力计算, 有限元, 数值模拟

# Static Stability Analysis of Tailings Dam Based on Finite Element Method

Tieliang Chen\*, Chuanwei Mu#, Jingxiao Sun, Yumeng Zhao, Ting Cao, Yang Zhao

Shen Kan Engineering & Technology Corporation, MCC, Shenyang Liaoning

Received: Jun. 19<sup>th</sup>, 2025; accepted: Jul. 10<sup>th</sup>, 2025; published: Jul. 21<sup>st</sup>, 2025

## Abstract

In order to ensure the safety of the dam body of the tailings reservoir, the seismic dynamic stability

\*第一作者。

#通讯作者。

文章引用: 陈铁亮, 母传伟, 孙靖霄, 赵宇萌, 曹婷, 赵阳. 基于有限元的尾矿坝静力稳定分析[J]. 矿山工程, 2025, 13(4): 771-783. DOI: 10.12677/me.2025.134088

of the dam body of the tailings reservoir should be calculated. Before this, the static analysis of the dam body should be carried out. Static analysis is the basis of dynamic response analysis, which aims at determining the stress state of the Dam Body and Dam Foundation before an earthquake, judging the deep stability and providing the basis for seismic dynamic response analysis and liquefaction analysis. When calculating the initial stress state of the tailings dam, the Duncan  $E-\nu$  model is used to calculate the stress and strain, especially the shear stress state under the static state of the tailings dam. The main dam model at the end of design and expansion and the auxiliary dam model at the end of expansion are selected for the finite element static analysis, the distribution and magnitude of the effective major principal stress and effective minor principal stress are all in the normal range, all of them are compressive stress, and there is no tensile stress zone in the dam body. Displacement of the tailings dam occurs primarily in the vertical direction and, overall, constitutes a long-term settlement process. The maximum shear stress in the dam is mainly distributed at the initial dam bottom and the foundation rock of the reservoir bottom. Finally, it is concluded that there is no deep sliding and large deformation area in the static state of the tailing reservoir, and the dam body is statically stable.

## Keywords

Tailings Dam, Static Stability, Static Calculation, Finite Element Method, Numerical Simulation

Copyright © 2025 by author(s) and Hans Publishers Inc.

This work is licensed under the Creative Commons Attribution International License (CC BY 4.0).

<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>



Open Access

## 1. 引言

为了确保尾矿库的安全性,对尾矿库坝体要进行地震动力稳定计算,而在此之前要先对坝体进行静力分析[1]。静力状态是动力反应分析的基础,其初始静应力是影响动力状态饱和和非粘性土液化的重要因素之一[2][3]。坝体计算静力分析的目的,就是确定震前坝体与坝基中的应力状态,判断深层稳定性并为地震动力反应分析和液化分析提供基础[4][5]。

尾砂的本构模型是表征尾砂料力学特性的基本关系,是用有限元解决尾矿坝内的应力应变及强度——变形稳定问题必不可少的关系[6]。只有选择合适的尾矿坝本构模型及其参数,才能通过尾矿坝的静动力反应分析,合理真实地给出尾矿坝的动应力、变形和孔隙水压力的发展过程和空间分布特征,对尾矿坝的抗震性能及地震稳定性做出科学的评价[7]。

尾砂料在动荷载作用下不仅有弹塑性的特点,而且还有粘性的特点,可将坝料视为弹性、塑性和粘滞性的粘弹塑性体[8]。此外,尾砂具有明显的各向异性,加上水的影响,使尾砂的动应力应变关系十分复杂。因此描述尾砂料的动应力应变关系,必须对尾砂的非线性、滞后性和变形积累性的特性均有较深入的研究[9]。

在尾矿坝、土石坝工程中,进行静力计算分析使用最多、应用最广的是邓肯  $E-\nu$  非线性弹性模型[10][11]。该模型特点:(1)简单清晰,物理意义明确,邓肯-E模型基于双曲线假设,能够通过常规三轴试验曲线直接获取参数。(2)适用范围广,该模型适合描述低剪应力水平下的土体应力应变关系,适用于尾矿坝等工程中常见的应力状态。(3)非线性特征描述清晰,能够较好地反映土体在不同应力水平下的变形特性,包括剪胀和剪缩现象。

邓肯-E模型与南水模型相比,后者更适用高土石坝复杂结构,但在尾矿坝工程中,前者更适合。邓

肯-E模型与线性弹性模型相比,后者不能反映土体非线性变形,而前者通邓肯-E模型过双曲线关系能够更准确地反映应力应变关系。

邓肯-E模型与沈珠江模型相比:后者更适合计算土体的残余变形,但在初始应力状态计算中,邓肯模型适用性更高。

邓肯-E模型适用性分析:(1)参数获取方便,实际适用性强,计算过程相对简单,计算参数可通过常规试验获得。(2)计算结果可靠性高,与试验数据拟合性高。(3)适应多种工况,适用性强,邓肯模型不仅适用于静力计算,还可通过改进用于动力分析。

综上所述,邓肯-E模型在尾矿坝和土石坝的静力计算中具有较高的适用性和准确性。通过与其他模型的和适用性分析,可以证明其在尾矿坝初始应力状态计算中的优势。

因此,在进行尾矿坝初始应力状态计算时,采用邓肯E- $\nu$ 模型计算尾矿静力状态下的应力应变,特别是剪应力状态。

## 2. 非线性静力模型

尾砂的基本变形特性表现为应力应变关系的非线性,邓肯E- $\nu$ 模型常用来描述这种非线性[10][11]。尾砂料的弹性模量 $E$ ,泊松比 $\nu$ 是应力(或应变)的函数,根据弹塑性力学的广义虎克定律:

$$\{\sigma\} = [D(\sigma)]\{\varepsilon\} \quad (1)$$

式中  $[D(\sigma)]$ ——刚度矩阵。

Kondner 根据大量土的三轴试验的应力应变关系曲线,提出可以用双曲线函数拟合三轴试验的 $(\sigma_1 - \sigma_3) \sim \varepsilon_a$ 关系曲线,即:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{\varepsilon_a}{a + b\varepsilon_a} \quad (2)$$

式中  $a$ 、 $b$ ——试验常数。

对于常规三轴压缩试验, $\varepsilon_a$ 等于主应变 $\varepsilon_1$ ,邓肯等人根据应力应变的双曲线关系提出一种增量弹性模型。

在常规三轴压缩试验中,由于 $d\sigma_2 = d\sigma_3 = 0$ ,所以切线弹性模量:

$$E_t = \frac{d(\sigma_1 - \sigma_3)}{d\varepsilon_1} = \frac{a}{(a + b\varepsilon_1)^2} \quad (3)$$

试验的起始点时, $\varepsilon_1 = 0$ , $E_t = E_i$ ,则:

$$E_i = \frac{1}{a} \quad (4)$$

式(2)中,令 $\varepsilon_1 \rightarrow \infty$ ,则:

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult} = \frac{1}{b} \quad (5)$$

即参数 $a$ 等于试验中初始变形模量 $E_i$ 的倒数,参数 $b$ 等于双曲线渐近线对应的极限偏差应力 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ 的倒数。

一般在土的试样中,若应力应变曲线接近于双曲线关系,则根据一定的应变值(如 $\varepsilon_1 = 15\%$ )来确定土的强度 $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ ,因此定义破坏比 $R_f$ 为:

$$R_f = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}} \quad (6)$$

经推导可以得出:

$$E_t = E_i \left[ 1 - R_f \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f} \right]^2 \quad (7)$$

根据摩尔——库伦(Mohr-Coulomb)强度准则:

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_f = \frac{2c \cos \varphi + 2\sigma_3 \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (8)$$

式中  $c$ 、 $\varphi$ ——材料的内聚力和内摩擦角。

Janbu 发现三轴试验的初始变形模量  $E_i$  与围压  $\sigma_3$  有关,  $\lg(E_i/Pa)$  与  $\lg(\sigma_3/Pa)$  近似成线性关系。则:

$$E_i = KPa \left( \frac{\sigma_3}{Pa} \right)^n \quad (9)$$

其中  $Pa$  为大气压, 量纲同  $\sigma_3$ ;  $K$ 、 $n$  为试验常数, 分别为  $\lg(E_i/Pa)$  与  $\lg(\sigma_3/Pa)$  函数直线的截距和斜率。将式(8)和式(9)代入式(7)中得到切线变形模量:

$$E_t = KPa \left( \frac{\sigma_3}{Pa} \right)^n \left[ 1 - \frac{R_f (\sigma_1 - \sigma_3)(1 - \sin \varphi)}{2c \cos \varphi + 2\sigma_3 \sin \varphi} \right]^2 \quad (10)$$

同时邓肯等人根据实验资料, 假定常规三轴压缩试验中的轴向应变  $\varepsilon_1$  与侧向应变  $-\varepsilon_3$  之间也成双曲线关系, 经推导可得切线泊松比:

$$\nu_t = \frac{G - F \lg(\sigma_3/Pa)}{\left\{ 1 - \frac{D(\sigma_1 - \sigma_3)}{KPa \left( \frac{\sigma_3}{Pa} \right)^n \left[ 1 - \frac{R_f (\sigma_1 - \sigma_3)(1 - \sin \varphi)}{2c \cos \varphi + 2\sigma_3 \sin \varphi} \right]} \right\}^2} \quad (11)$$

式中  $D$  为  $\varepsilon_1 \sim -\varepsilon_3$  关系渐近线的倒数,  $G$ 、 $F$  为试验常数。根据弹性理论,  $0 < \nu_t < 0.5$ 。

所以邓肯  $E-\nu$  模型中共包括  $K$ 、 $n$ 、 $\varphi$ 、 $c$ 、 $R_f$ 、 $D$ 、 $G$ 、 $F$  八个材料常数。

邓肯  $E-\nu$  模型通过常规三轴压缩试验的卸载——再加载曲线确定其卸载模量。由于此过程中应力应变表现为滞回圈曲线, 所以用平均斜率表示  $E_{ur}$ :

$$E_{ur} = K_{ur} Pa \left( \frac{\sigma_3}{Pa} \right)^n \quad (12)$$

其中  $K_{ur}$ 、 $n$  分别为  $\lg(E_{ur}/Pa) \sim \lg(\sigma_3/Pa)$  直线的截距和斜率。

1984 年邓肯等人提出加载函数(13)来作为加载卸载的判断准则:

$$S_s = S \sqrt[4]{\sigma_3/Pa} \quad (13)$$

其中  $S$  为应力水平:

$$S = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f} \quad (14)$$

如果加载过程中加载函数的最大值为  $S_{sm}$ , 那么临界应力水平为:

$$S_m = \frac{S_{sm}}{\sqrt[4]{\sigma_3/Pa}} \quad (15)$$

当  $S > S_m$  时, 则为加载, 切线变形模量按(3)式计算;

当  $S < 0.75S_m$  时, 则为卸载或再加载, 切线弹性模量按式(12)计算;

当  $0.75S_m < S < S_m$  时, 则用  $E_t$  与  $E_{ur}$  线性插值计算。

### 3. 静力计算参数及模型

坝体的静力计算参数根据相关勘察资料, 结合类似工程实践共同选取, 静力分析参数如表 1 和表 2 所示。

**Table 1.** Material parameter table for dam body static analysis

**表 1.** 坝体静力分析材料参数表

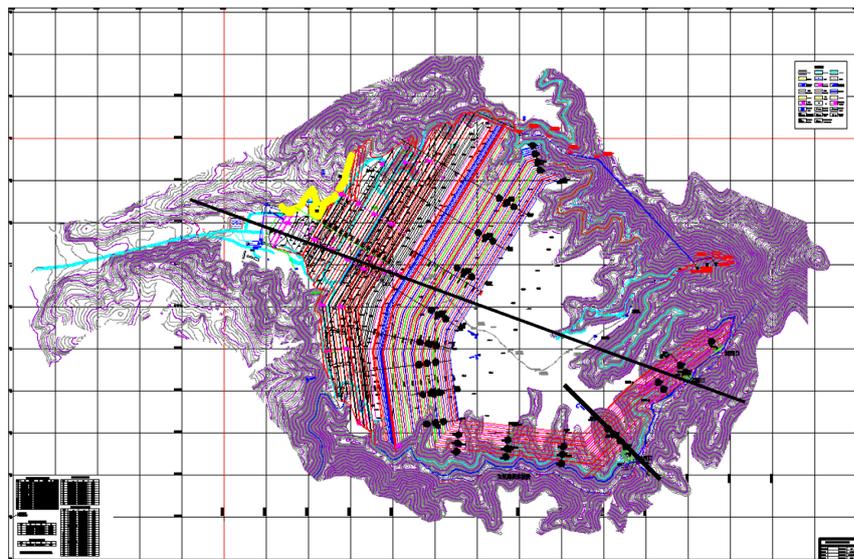
材料	破坏比 $R_f$	粘聚力 $c_d$	摩擦角 $\varphi_d$	$K$	$n$	$D$	$G$	$F$
尾中砂	0.62	1.0	28.0	176	0.322	1.76	0.426	0.313
尾粉砂	0.68	2.0	26.0	153	0.346	1.98	0.391	0.285
尾粉质黏土	0.82	19.0	12.0	368	0.459	6.28	0.252	0.132

**Table 2.** Initial mechanical index of dam materials

**表 2.** 初期坝材料力学指标

材料	有效粘聚力 $c'$ (kPa)	有效内摩擦角 $\varphi'$ (°)	弹性模量 $E$ (MPa)	剪切模量 $G$ (MPa)	泊松比 $\mu$
初期坝	0.5	36	125	49	0.25
废石	0.5	35	120	48	0.25

静动力稳定性计算所选取的剖面位置如图 1 所示。



**Figure 1.** Selected section position for static and dynamic stability calculation of tailing dam

**图 1.** 尾矿库坝动力稳定性计算所选取的剖面位置

图2~4为尾矿库原设计终期652 m标高、扩容终期689 m标高主坝和扩容终期689 m标高副坝模型图。

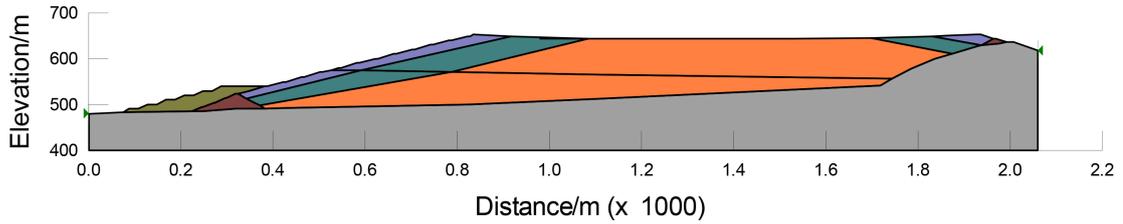


Figure 2. Model of 652 m elevation in the final design stage of tailing reservoir  
图 2. 尾矿库原设计终期 652 m 标高模型图

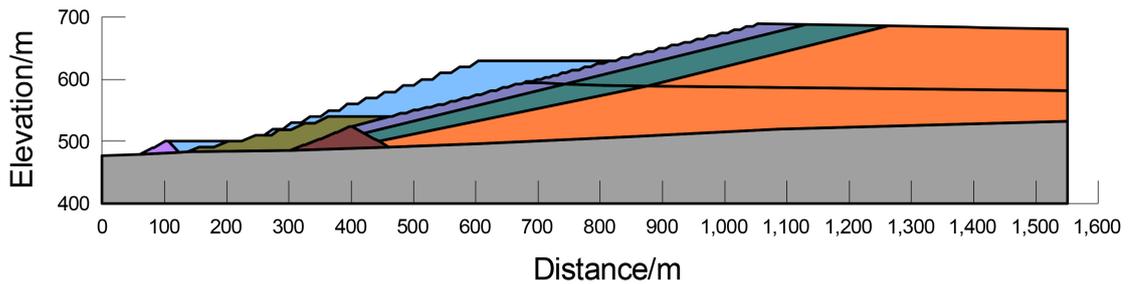


Figure 3. Model of main dam with 689 m elevation at the end of expansion of tailing reservoir  
图 3. 尾矿库扩容终期 689 m 标高主坝模型图

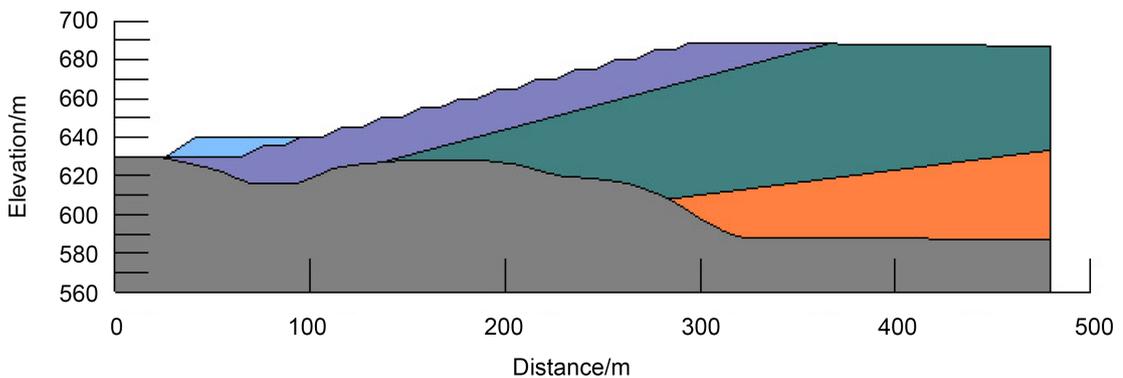


Figure 4. Model of auxiliary dam with 689 m elevation at the end of tailing reservoir expansion  
图 4. 尾矿库扩容终期 689 m 标高副坝模型图

#### 4. 静力计算结果与分析

选取尾矿库原设计终期 652 m 标高、扩容终期 689 m 标高主坝模型和扩容终期 689 m 标高副坝模型进行有限元分析。

##### 4.1. 原设计终期 652 m 标高静力结果

(1) 有效主应力

图 5、图 6 分别代表尾矿库原设计终期 652 m 标高下尾矿坝内的有效大主应力  $\sigma_1'$  及有效小主应力  $\sigma_3'$  等值线云图, 计算结果显示, 坝内有效大主应力  $\sigma_1'$  最大值为 3230 kPa, 有效小主应力  $\sigma_3'$  最大值为 1178 kPa。

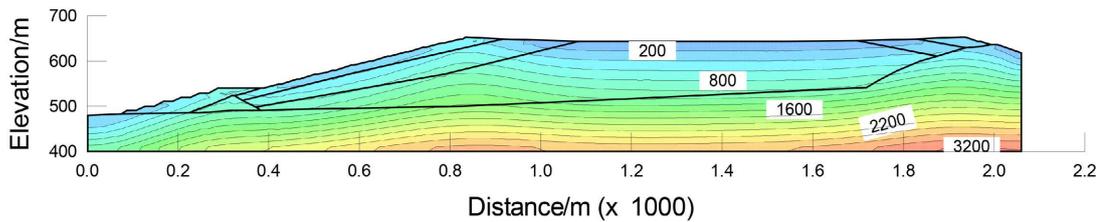


Figure 5. Effective principal stress isoline at 652 m elevation at the end of original design

图 5. 原设计终期 652 m 标高有效大主应力等值线图

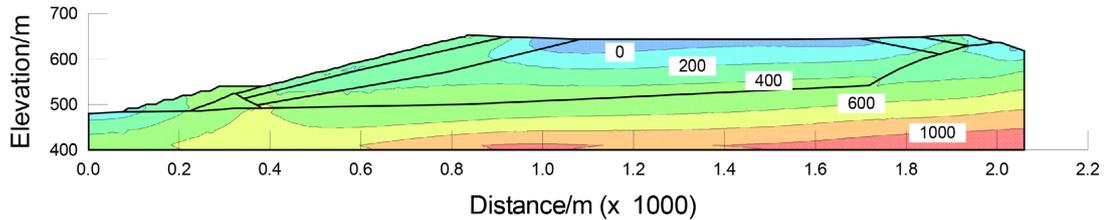


Figure 6. Effective small principal stress isoline at 652 m elevation at the end of original design

图 6. 原设计终期 652 m 标高有效小主应力等值线图

### (2) 位移

图 7 和图 8 分别代表尾矿库原设计终期 652 m 标高下尾矿坝内水平位移、垂直位移分布状况, 考虑尾砂在库内堆积的长期固结沉降过程, 其中水平方向最大固结变形位于堆积坝顶, 总体向初期坝方向位移为 0.27 m; 最大固结沉降亦位于堆积坝顶, 最大位移 0.86 m。

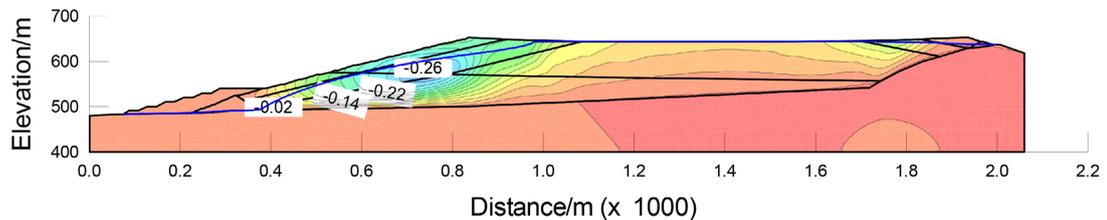


Figure 7. Horizontal displacement isoline of 652 m elevation at the end of original design

图 7. 原设计终期 652 m 标高水平位移等值线图

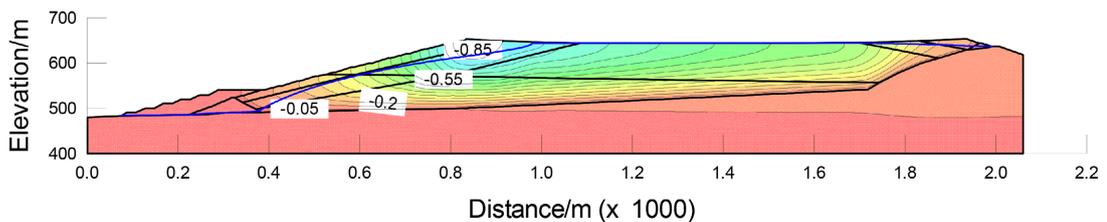


Figure 8. 652 m elevation vertical displacement isoline in the end of original design

图 8. 原设计终期 652 m 标高垂直位移等值线图

### (3) 剪应力

图 9、图 10 分别代表尾矿库原设计终期 652 m 标高下尾矿坝内的最大剪应力  $\tau_{\max}$  及 XY 剪应力  $\tau_{xy}$  分布状况, 坝内最大剪应力  $\tau_{\max}$  为 1036 kPa, XY 剪应力  $\tau_{xy}$  最大值为 461.5 kPa。剪应力较大值均分布于底部基岩处, 堆积尾砂区域剪应力最小, 无剪应力突变现象, 尾矿坝是静力稳定的。

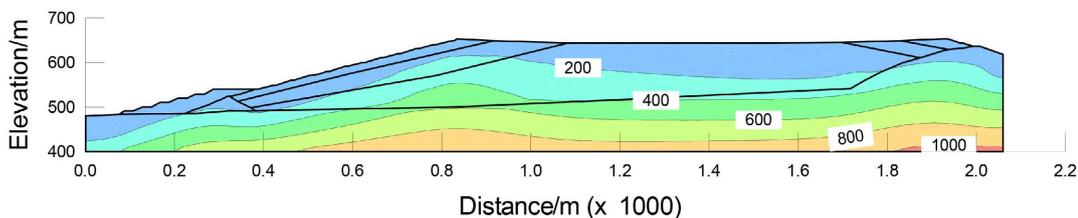


Figure 9. Maximum shear stress isoline at 652 m elevation at the end of original design of tailing reservoir  
图 9. 尾矿库原设计终期 652 m 标高最大剪应力等值线图

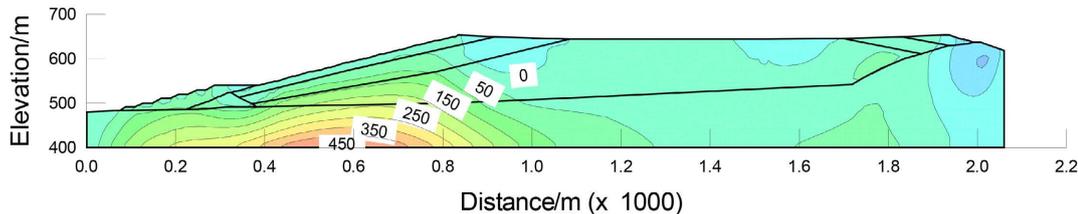


Figure 10. XY shear stress isoline at 652 m elevation at the end of original design of tailing reservoir  
图 10. 尾矿库原设计终期 652 m 标高 XY 剪应力等值线图

#### 4.2. 扩容终期 689 m 标高主坝静力结果

##### (1) 有效主应力

图 11、图 12 分别代表尾矿库扩容终期 689 m 标高主坝剖面尾矿坝内的有效大主应力  $\sigma'_1$  及有效小主应力  $\sigma'_3$  等值线云图，计算结果显示，坝内有效大主应力  $\sigma'_1$  最大值为 3505 kPa，有效小主应力  $\sigma'_3$  最大值为 1253 kPa。

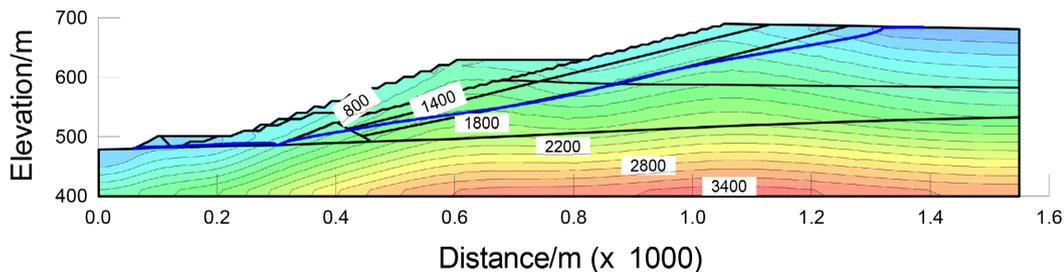


Figure 11. Effective principal stress isoline of 689 m elevation main dam profile at the end of capacity expansion  
图 11. 扩容终期 689 m 标高主坝剖面有效大主应力等值线图

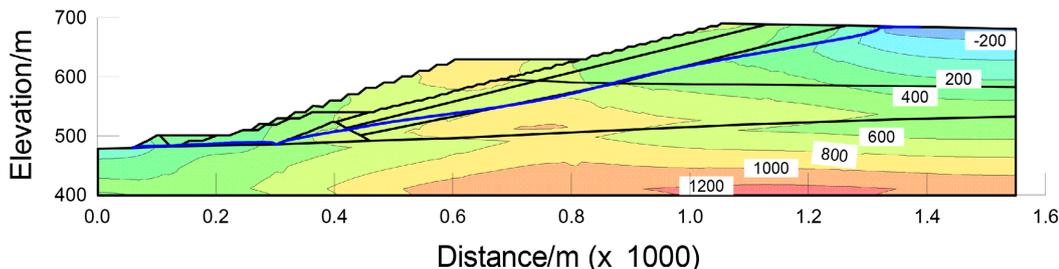


Figure 12. Effective small principal stress isoline of main dam section at 689 m elevation at the end of capacity expansion  
图 12. 扩容终期 689 m 标高主坝剖面有效小主应力等值线图

## (2) 位移

图 13 和图 14 分别代表尾矿库扩容终期 689 m 标高主坝剖面水平位移、垂直位移分布状况, 考虑尾砂在库内堆积的长期固结沉降过程, 其中水平方向最大固结变形位于堆积坝顶, 总体向初期坝方向位移为 0.25 m; 最大固结沉降亦位于堆积坝顶, 最大位移 1.04 m。

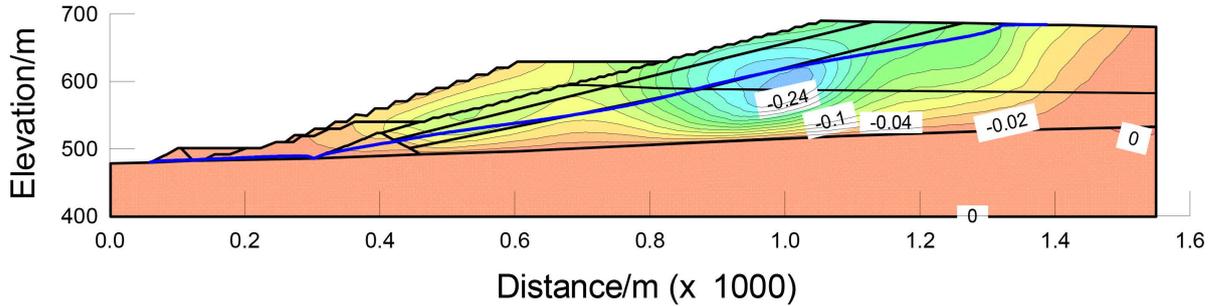


Figure 13. Horizontal displacement isoline of main dam section at 689 m elevation at the end of capacity expansion  
图 13. 扩容终期 689 m 标高主坝剖面水平位移等值线图

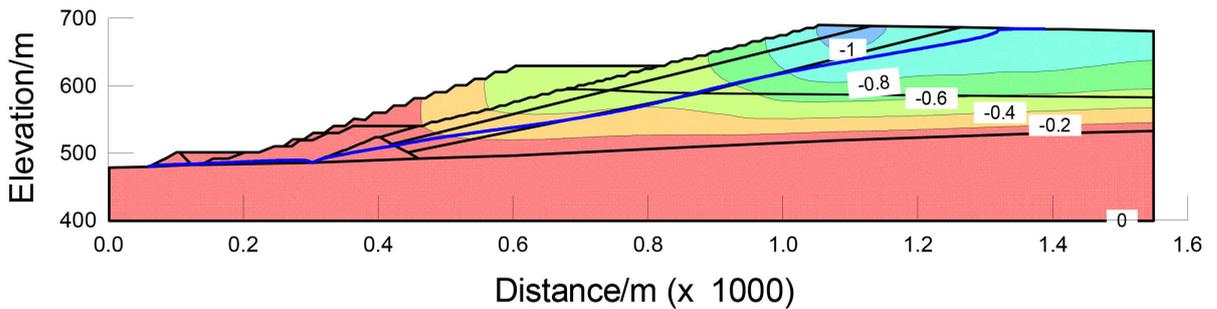


Figure 14. Vertical displacement isoline of main dam section at 689 m elevation at the end of capacity expansion  
图 14. 扩容终期 689 m 标高主坝剖面垂直位移等值线图

## (3) 剪应力

图 15、图 16 分别代表尾矿库扩容终期 689 m 标高主坝剖面坝内的最大剪应力  $\tau_{\max}$  及 XY 剪应力  $\tau_{xy}$  分布状况, 坝内最大剪应力  $\tau_{\max}$  为 1139 kPa, XY 剪应力  $\tau_{xy}$  最大值为 482.4 kPa。剪应力较大值均分布于底部基岩处, 堆积尾砂区域剪应力最小, 无剪应力突变现象, 尾矿坝是静力稳定的。

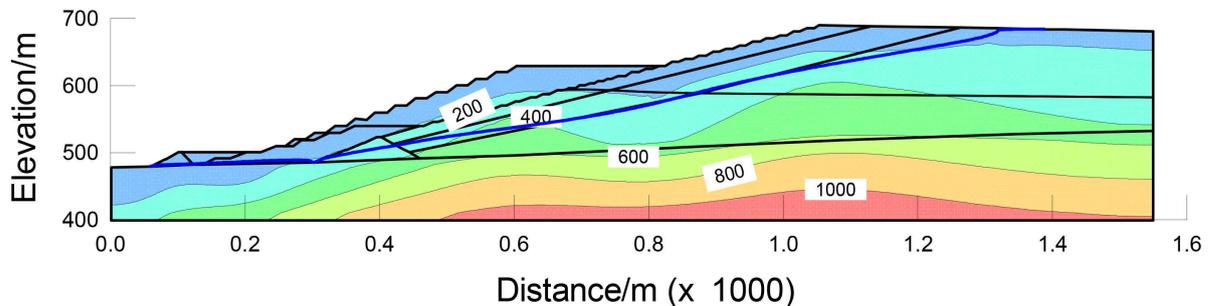
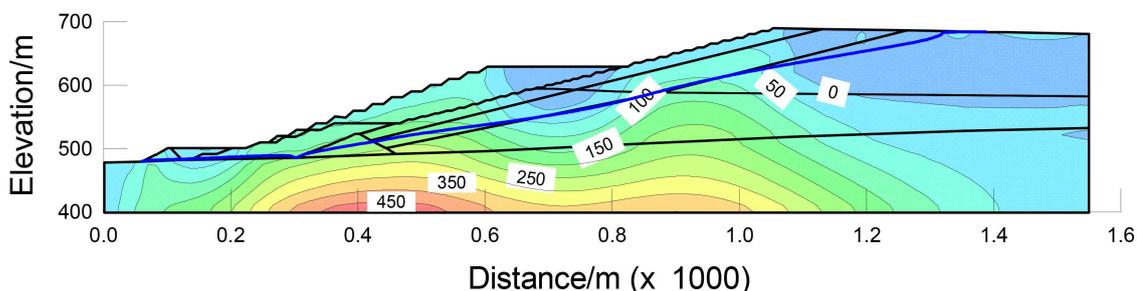


Figure 15. Maximum shear stress isoline of main dam section at 689 m elevation at the end of expansion  
图 15. 扩容终期 689 m 标高主坝剖面最大剪应力等值线图

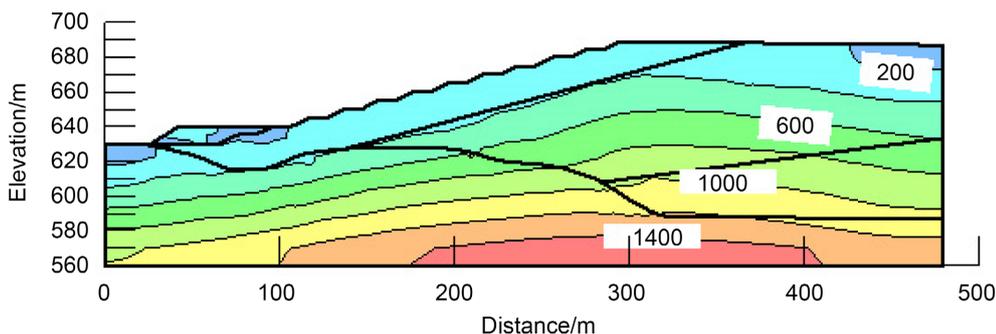


**Figure 16.** XY shear stress isoline of main dam section at 689 m elevation at the end of capacity expansion  
**图 16.** 扩容终期 689 m 标高主坝剖面 XY 剪应力等值线图

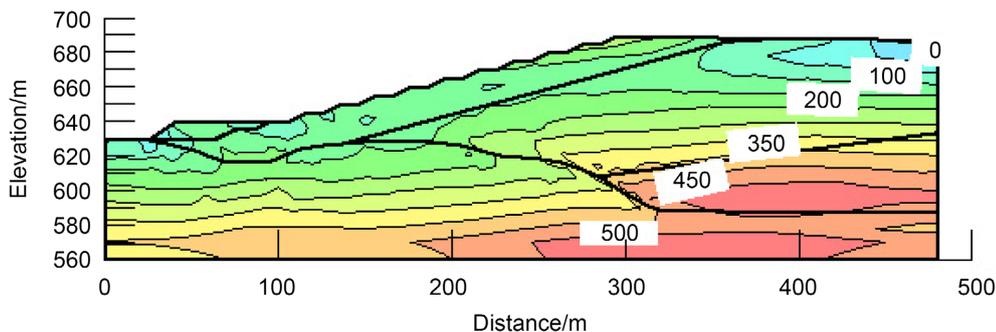
### 4.3. 扩容终期 689 m 标高副坝静力结果

#### (1) 有效主应力

图 17、图 18 分别代表尾矿库扩容终期 689 m 标高副坝剖面尾矿坝内的有效大主应力  $\sigma'_1$  及有效小主应力  $\sigma'_3$  等值线云图，计算结果显示，坝内有效大主应力  $\sigma'_1$  最大值为 1520.7 kPa，有效小主应力  $\sigma'_3$  最大值为 548.6 kPa。



**Figure 17.** Effective major principal stress isoline of auxiliary dam profile at 689m elevation at the end of capacity expansion  
**图 17.** 扩容终期 689 m 标高副坝剖面有效大主应力等值线图

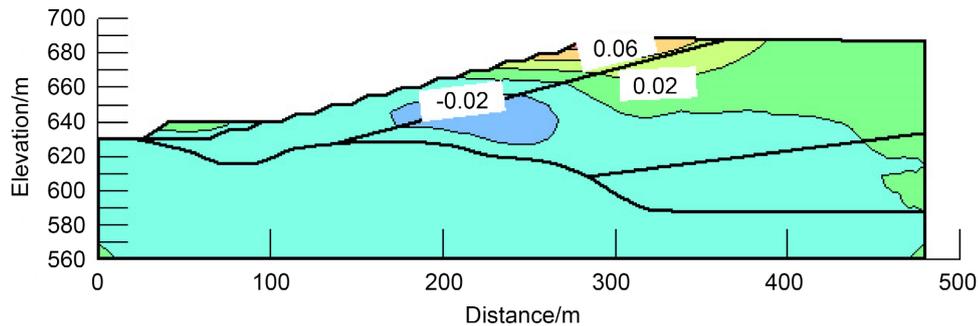


**Figure 18.** Effective small principal stress isoline of auxiliary dam profile at 689 m elevation at the end of capacity expansion  
**图 18.** 扩容终期 689 m 标高副坝剖面有效小主应力等值线图

#### (2) 位移

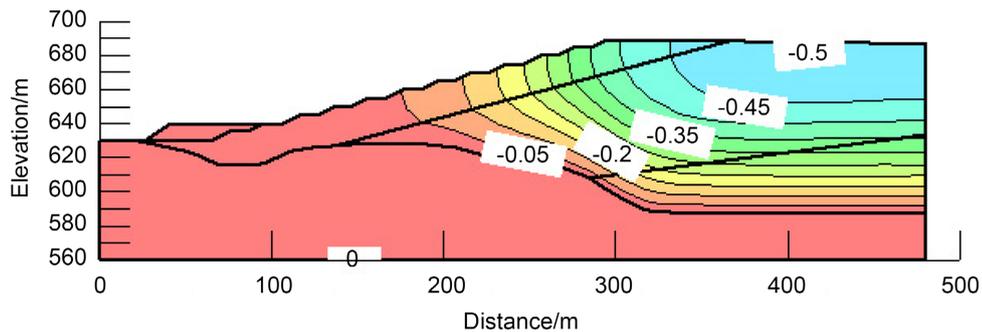
图 19 和图 20 分别代表尾矿库扩容终期 689 m 标高副坝剖面水平位移、垂直位移分布状况，考虑尾

砂在库内堆积的长期固结沉降过程，其中水平方向最大固结变形位于堆积坝顶，总体向初期坝方向位移为 0.07 m；最大固结沉降亦位于堆积坝顶，最大位移 0.51 m。



**Figure 19.** Horizontal displacement isoline of auxiliary dam section at 689 m elevation at the end of capacity expansion

**图 19.** 扩容终期 689 m 标高副坝剖面水平位移等值线图

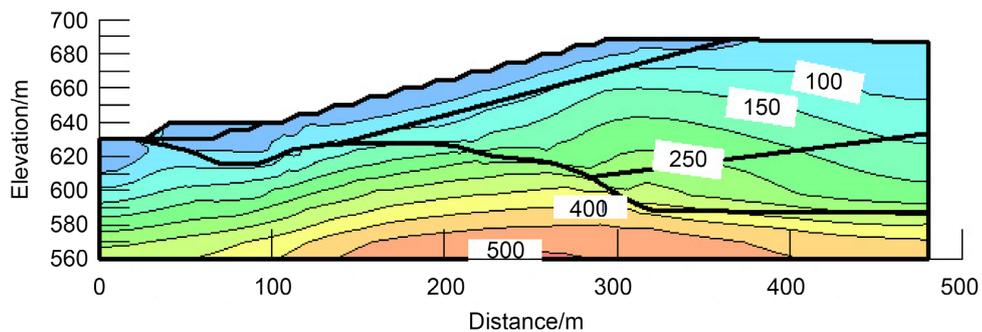


**Figure 20.** Isogram of vertical displacement of auxiliary dam at 689 m elevation at the end of capacity expansion

**图 20.** 扩容终期 689 m 标高副坝剖面垂直位移等值线图

### (3) 剪应力

图 21、图 22 分别代表尾矿库扩容终期 689 m 标高副坝剖面坝内的最大剪应力  $\tau_{\max}$  及 XY 剪应力  $\tau_{xy}$  分布状况，坝内最大剪应力  $\tau_{\max}$  为 507.5 kPa，XY 剪应力  $\tau_{xy}$  最大值为 995.4 kPa。剪应力较大值均分布于底部基岩处，堆积尾砂区域剪应力最小，无剪应力突变现象，尾矿坝是静力稳定的。



**Figure 21.** Maximum shear stress isoline of auxiliary dam section at 689 m elevation at the end of expansion

**图 21.** 扩容终期 689 m 标高副坝剖面最大剪应力等值线图

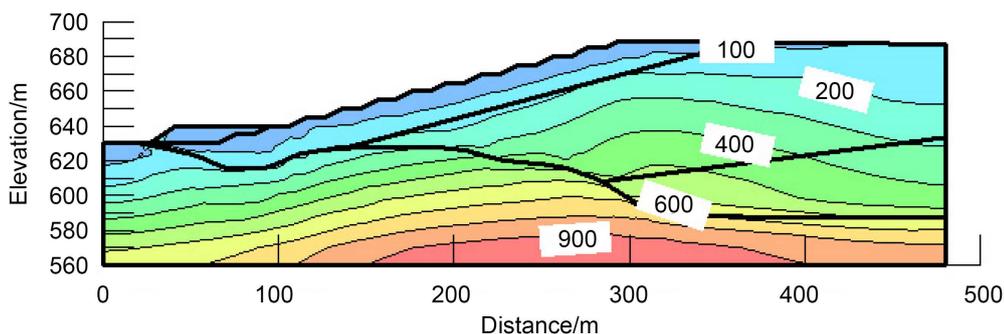


Figure 22. XY shear stress isoline of auxiliary dam section at 689 m elevation at the end of capacity expansion

图 22. 扩容终期 689 m 标高副坝剖面 XY 剪应力等值线图

## 5. 分析和结论

### 5.1. 结果分析

(1) 尾矿坝在各个计算标高内,其有效大主应力、有效小主应力的分布及大小均在正常范围内,全部为压应力,坝体不存在拉应力区。这种结果的形成与以下几个方面有关。① 尾矿坝的筑坝材料具有良好的抗压性能。尾矿颗粒之间通过物理咬合方式相互支撑,使得坝体在正常工况下主要承受压应力。② 合理的颗粒级配和较高的密实度。尾矿颗粒大小分布均匀,且经过良好的压实处理,坝体内部的孔隙率较低。良好的颗粒级配和密实度能够使坝体内部的应力分布较为均匀,不能产生拉应力的条件,主要以压应力存在。③ 良好的排水系统能够有效降低坝体内部的孔隙水压力,坝体内部的孔隙水能够顺利排出,降低了坝体内部孔隙水压力。坝体在承受荷载时,主要是尾矿颗粒之间的有效应力在起作用,而且这种有效应力主要是压应力。因为排水系统降低了孔隙水压力对坝体内部应力分布的干扰,使得坝体内部应力分布更加符合材料的抗压特性。④ 在正常运行条件下,尾矿坝所受到的荷载主要是尾矿自身重力、水压力等。这些荷载在正常范围内时,坝体的应力响应也在正常范围内。

(2) 尾矿坝的位移变形主要表现在垂直方向,即沉积尾砂的沉降,服务期内尾矿坝的变形量并不大,总体上属一个漫长变形沉降过程。尾砂在库内堆积的长期固结沉降过程中,水平方向最大固结变形和最大固结沉降均位于堆积坝顶,尾矿堆积坝顶部位的固结沉降和水平变形最大,是由于自重应力集中、尾矿颗粒特性、固结过程的不均匀性、渗流压力以及放矿方式等多方面因素共同作用的结果。

(3) 坝内最大剪切应力主要分布在初期坝底及库底基岩层,是由于坝体自重和尾矿压力的传递、基岩的力学特性、渗流作用、坝体结构与施工过程以及时间效应等多方面因素共同作用的结果。这些因素导致坝底和基岩接触面处的应力集中,从而产生了较大的剪切应力。尾矿库内尾砂区域绝大部分剪应力值较小且不会产生相对错动滑移,主要是由于尾砂的物理力学特性(如颗粒特性、低压缩性、高内摩擦角)、堆积方式(均匀堆积、应力传递路径)、固结过程(固结沉降、孔隙压力均匀分布)、尾矿库的运行与管理(放矿管理、渗流控制)以及时间效应(长期稳定性、次固结变形)等多方面因素共同作用的结果。这些因素共同维持了尾砂区域的稳定性,使得剪应力值保持在较低水平,且不易发生相对错动滑移。

### 5.2. 结论

通过静力有限元计算分析,得出结论如下:

(1) 尾矿坝在各个计算标高内,其有效大主应力、有效小主应力的分布及大小均在正常范围内,全部为压应力,坝体不存在拉应力区。

(2) 尾矿坝的位移变形主要表现在垂直方向, 即沉积尾砂的沉降, 服务期内尾矿坝的变形量并不大, 总体上属于一个漫长变形沉降过程。

(3) 坝内最大剪切应力主要分布在初期坝底及库底基岩层。库内尾砂区域绝大部分剪应力值较小, 不会产生相对错动滑移。

综上所述, 静力状态下不存在深部滑动及较大变形区域, 坝体是静力稳定的。

## 参考文献

- [1] 郟永波, 周汉民, 崔旋. 强震条件下陡底坡尾矿坝动力稳定性分析[J]. 中国矿业, 2018(6): 390-393+399.
- [2] 金格飞. 尾矿坝三维静动力稳定性分析[D]: [硕士学位论文]. 昆明: 昆明理工大学, 2020.
- [3] 刘佳浩, 刘红岩, 邹宗山. 竖向及水平地震作用下尾矿库动力响应及液化稳定性分析[J]. 金属矿山, 2023(11): 98-100.
- [4] 张树茂. 西北地区某尾矿库地震动力时程响应分析[J]. 中国矿业, 2022, 31(z1): 114-118.
- [5] 张一诺. 尾矿坝安全监测技术及其静动力稳定性研究[D]: [硕士学位论文]. 沈阳: 沈阳建筑大学, 2018.
- [6] 郑彬彬. 高浓度尾矿上游式堆坝基础性问题研究及坝体稳定性分析[D]: [博士学位论文]. 重庆: 重庆大学, 2017.
- [7] 肖文杰. 西马架子尾矿坝稳定性研究[D]: [硕士学位论文]. 长春: 吉林大学, 2023.
- [8] 王文松, 尹光志, 魏作安, 等. 基于时程分析法的尾矿坝动力稳定性研究[J]. 中国矿业大学学报, 2018, 47(2): 271-279.
- [9] 尹光志, 王文松, 魏作安, 等. 尾矿库加高扩容坝体动力反应与抗震性能分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2018(4): 3132-3142.
- [10] 毛国成, 陈晓斌, 王暄, 等. 基于非线性泊松比修正的邓肯-张 E- $\nu$  模型及应用研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2019, 16(1): 71-78.
- [11] 刘军定, 李荣建, 孙萍, 等. 基于结构性黄土联合强度的邓肯-张非线性本构模型[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(z1): 124-128.