

# 基于PFC3D的高温后不同冷却方式下石英砂岩力学特性模拟研究

赵阳, 郑志明

辽宁工业大学土木建筑工程学院, 辽宁 锦州

收稿日期: 2026年4月20日; 录用日期: 2026年5月18日; 发布日期: 2026年5月29日

## 摘要

隧道火灾会使围岩经历高温环境, 而消防水冷却会导致高温岩石快速降温, 这种骤冷过程产生的热冲击会加剧岩石的损伤。本研究采用PFC3D离散元方法建立石英砂岩的平行黏结模型, 通过正交试验与单因素敏感性分析标定细观参数。模拟设置自然冷却与水冷却两种方式, 涵盖20°C、200°C、350°C、500°C、650°C和800°C六个温度点, 通过参数调整系数间接反映热损伤效应。模拟结果复现了文献中的宏观试验规律: 水冷却比自然冷却造成更大的强度损失, 在500°C时峰值强度额外劣化率达到16.43%; 水冷却使张拉裂纹占比从83.8%升至93.6%, 降低了起裂应力门槛值, 削弱了能量储存能力。研究建立了细观参数调整系数与损伤指标之间的定量关联, 并反演得到了不同温度及冷却方式下细观参数的定量退化系数, 为火灾后隧道围岩的离散元模拟提供了参数调整依据。

## 关键词

石英砂岩, 高温, 冷却方式, PFC3D, 离散元模拟, 热冲击

# Simulation Study on Mechanical Properties of Quartz Sandstone after High Temperature under Different Cooling Conditions Based on PFC3D

Yang Zhao, Zhiming Zheng

College of Civil and Architectural Engineering, Liaoning University of Technology, Jinzhou Liaoning

Received: April 20, 2026; accepted: May 18, 2026; published: May 29, 2026

## Abstract

Tunnel fires expose surrounding rocks to high temperatures, and the subsequent firefighting

文章引用: 赵阳, 郑志明. 基于 PFC3D 的高温后不同冷却方式下石英砂岩力学特性模拟研究[J]. 矿山工程, 2026, 14(3): 750-770. DOI: 10.12677/me.2026.143075

process often involves rapid cooling of hot rocks by water. The thermal shock induced by such rapid cooling can significantly aggravate rock damage. In this study, a parallel bond model for quartz sandstone is established using the discrete element method (PFC3D). The mesoscopic parameters are calibrated through orthogonal experiments and single-factor sensitivity analysis. Two cooling paths—natural cooling and water cooling—are simulated at six temperature levels (20°C, 200°C, 350°C, 500°C, 650°C, and 800°C), and the thermal damage effect is indirectly represented by parameter adjustment coefficients. The simulation results successfully reproduce the macroscopic experimental trends reported in the literature. Water cooling causes greater strength loss than natural cooling, with an additional deterioration rate of peak strength reaching 16.43 % at 500°C. Moreover, water cooling increases the proportion of tensile cracks from 83.8 % to 93.6 %, lowers the crack initiation stress threshold, and reduces the energy storage capacity of the specimen. This study establishes a quantitative relationship between mesoscopic parameter adjustment coefficients and damage indicators, and provides a set of degradation coefficients for mesoscopic parameters under different temperatures and cooling conditions. These coefficients can serve as a direct reference for parameter calibration in discrete element simulations of tunnel surrounding rock after fire exposure.

## Keywords

Quartz Sandstone, High Temperature, Cooling Method, PFC3D, Discrete Element Simulation, Thermal Shock

Copyright © 2026 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

隧道火灾发生后, 围岩先经历升温过程, 在灭火过程中又面临快速降温。水冷却使高温岩石在短时间内急剧降温, 这种过程产生的热冲击在岩石内部形成较大的温度梯度, 进而引发热应力, 诱发新的微裂纹并促使已有裂纹扩展, 最终导致岩石宏观力学性能明显劣化[1]。近年来的研究表明, 热冲击作用下裂纹的形成主要发生在冷却阶段, 以张拉裂纹和张拉-剪切复合裂纹为主, 裂纹密度随热冲击温度的升高而显著增加[2]。

已有学者开展了高温后岩石的试验研究。金爱兵等[2]发现水冷却对砂岩的劣化作用比自然冷却更为显著。彭潇等[3]采用 PFC-GBM 模型开展了实时高温及自然冷却条件下石英岩的单轴压缩模拟, 分析了峰值应力、弹性模量及破坏模式随温度的演化规律。赵璐敏等[4]用 PFC2D 研究了花岗岩的热致裂纹。但是, 直接模拟热-力耦合过程需要极大的计算量, 简化边界条件也会带来系统性偏差。在离散元模拟中, 采用基于宏观试验数据的参数反演方法来间接表征热损伤, 已被部分学者采用[5]。

为此, 本研究采用参数反演与校准方法, 以常温标定的细观参数为基准, 根据蒋浩鹏[1]等中的不同温度和冷却方式下的宏观试验数据峰值强度和弹性模量, 逐一反推出各温度下细观参数的退化系数即参数调整系数。本研究不以直接模拟热传导过程为目标, 而是提出一种基于宏观试验数据的离散元模型参数校准方法。通过反演不同温度及冷却方式下细观参数的退化系数, 建立参数调整系数与热损伤程度的定量关联, 为后续离散元模拟提供参数折减依据。

## 2. 模型构建与参数标定

### 2.1. PFC3D 平行黏结模型

本研究采用 PFC3D 中的平行粘结模型(Parallel Bond Model, PBM) [6]。该模型是颗粒流程序(PFC)中

常用的一种接触模型。该模型的特点是能够同时传递力和力矩。这一特点有助于模拟岩石类材料的力学行为。根据刘先珊等[7]的研究, 平行粘结模型在接触处表现为具有一定面积和刚度的粘结。该粘结不仅能限制颗粒的转动, 还能传递力和力矩。当粘结处的张拉应力或剪应力超过其强度值时, 粘结就会破坏。粘结破坏后不可恢复。粘结破坏之后, 颗粒之间的接触只能用常规接触模型描述。该模型可以较好地反映胶结砂岩的力学特性。

## 2.2. 数值模型建立

按照室内试验尺寸建立圆柱体模型, 直径为 50 mm, 高度为 100 mm。采用半径膨胀法生成颗粒, 模型包含 10,894 个颗粒和 57,135 个接触(见图 1)。颗粒最小半径为 1.2 mm, 半径比为 1.66, 孔隙率为 0.07, 颗粒密度为 2650 kg/m<sup>3</sup>。初始细观参数见表 1。在 5 MPa 围压下, 目标峰值强度为 145.52 MPa, 弹性模量为 82.69 GPa, 泊松比为 0.18 至 0.25。

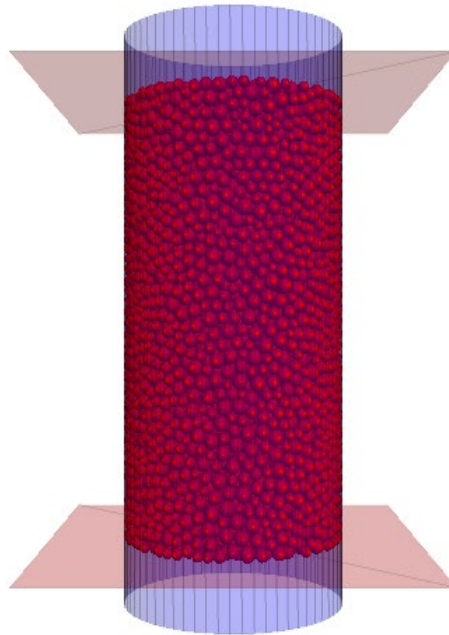


Figure 1. Discrete element model of standard triaxial compression specimen

图 1. 标准三轴压缩试样离散元模型

Table 1. Initial meso-parameters of PFC3D model

表 1. PFC3D 模型初始细观参数

参数类别	参数名	符号	数值	单位
颗粒几何参数	最小颗粒半径	$R_{min}$	1.2	mm
	颗粒半径比	$R_{max}/R_{min}$	1.66	-
	孔隙率	$n$	0.07	-
	颗粒密度	$\rho$	2650.0	kg/m <sup>3</sup>
颗粒接触参数	颗粒接触模量	$E_c$	45.0	GPa
	颗粒接触刚度比	$k_n/k_s$	1.5	-
	颗粒摩擦系数	$\mu$	0.5	-

续表

平行黏结参数	平行黏结模量	$\overline{E_c}$	45.0	GPa
	平行黏结刚度比	$\overline{k_n/k_s}$	1.5	-
	黏聚力	$c$	60.0	MPa
	抗拉强度	$\sigma_t$	15.0	MPa
	内摩擦角	$\varphi$	40.0	°
其它参数	黏结间隙	$g_b$	$1.2 \times 1.1$	mm

## 2.3. 细观参数敏感性分析

### 2.3.1. 基于正交试验的关键参数敏感性分析

为高效识别对宏观响应最敏感的关键参数, 选取平行黏结模量( $\overline{E_c}$ )、黏聚力( $c$ )、抗拉强度( $\sigma_t$ )和刚度比( $\overline{k_n/k_s}$ )四个参数, 每个参数设高、中、低三个水平, 设计 L9(3<sup>4</sup>)正交试验表[8]。以 5 MPa 围压下三轴压缩模拟的宏观弹性模量( $E$ )、峰值强度( $\sigma_c$ )和泊松比( $\nu$ )以及破坏应变( $\varepsilon$ )为评价指标, 正交试验结果见表 2。

**Table 2.** Key mesoscopic parameters orthogonal experimental design and macroscopic response results

**表 2.** 关键细观参数正交试验设计与宏观响应结果

试验号	$\overline{E_c}$ (GPa)	$c$ (MPa)	$\sigma_t$ (MPa)	$\overline{k_n/k_s}$	$\sigma_c$ (MPa)	$\varepsilon$ (%)	$E$ (GPa)	$\nu$
1	40.0	50.0	12.0	1.2	173.375	0.212	84.431	0.128
2	40.0	60.0	15.0	1.5	183.660	0.248	79.401	0.194
3	40.0	70.0	18.0	1.8	185.891	0.271	75.674	0.253
4	45.0	50.0	15.0	1.8	161.072	0.208	85.263	0.248
5	45.0	60.0	18.0	1.2	219.418	0.238	94.823	0.124
6	45.0	70.0	12.0	1.5	160.887	0.194	89.426	0.203
7	50.0	50.0	18.0	1.5	190.818	0.199	99.204	0.166
8	50.0	60.0	12.0	1.8	141.649	0.165	94.874	0.261
9	50.0	70.0	15.0	1.2	217.756	0.214	105.300	0.137

**Table 3.** Range analysis results of various factors on macroscopic mechanical parameters

**表 3.** 各因素对宏观力学参数的极差分析结果

宏观参数	水平均值	$\overline{E_c}$ (GPa)	$c$ (MPa)	$\sigma_t$ (MPa)	$\overline{k_n/k_s}$
$\sigma_c$ (MPa)	k <sub>1</sub>	180.98	175.09	158.64	203.52
	k <sub>2</sub>	180.46	181.58	187.5	178.46
	k <sub>3</sub>	183.41	188.18	198.71	162.87
	极差R	2.95	13.09	40.07	40.65
$\varepsilon$ (%)	k <sub>1</sub>	0.244	0.206	0.19	0.221
	k <sub>2</sub>	0.213	0.217	0.223	0.214
	k <sub>3</sub>	0.193	0.226	0.236	0.215
	极差R	0.051	0.02	0.046	0.007

续表

$E$ (GPa)	$k_1$	<b>79.84</b>	<b>89.63</b>	<b>89.58</b>	<b>94.85</b>
	$k_2$	89.84	89.7	89.99	89.34
	$k_3$	99.79	90.13	89.9	85.27
	极差R	19.95	0.5	0.41	9.58
$\nu$	$k_1$	0.192	0.181	0.197	0.13
	$k_2$	0.192	0.193	0.193	0.188
	$k_3$	0.188	0.198	0.181	0.254
	极差R	0.004	0.017	0.016	0.124

从表 3 的极差结果可以看出, 不同细观参数对各宏观力学指标的影响程度存在明显差异:

对峰值强度  $\sigma_c$  的影响: 极差大小顺序为  $\overline{k_n/k_s}$  (40.65) >  $\sigma_t$  (40.07) >>  $c$  (13.09) >  $\overline{E_c}$  (2.95)。这表明刚度比和抗拉强度是控制峰值强度的最敏感参数, 两者的影响程度相当且远大于其他参数。黏聚力的影响次之, 而平行黏结模量的影响极小。这一发现与阿比尔的等[9]人的研究结论一致, 他们指出颗粒键的黏结强度(包括法向和切向强度)决定了材料的宏观强度。

对破坏应变  $\varepsilon$  的影响: 极差大小顺序为  $\overline{E_c}$  (0.051) >  $\sigma_t$  (0.046) >  $c$  (0.020) >  $\overline{k_n/k_s}$  (0.007)。平行黏结模量和抗拉强度对破坏应变均有显著影响, 其中模量的影响略大, 两者远大于刚度比和黏聚力的影响。这与一般认知相符: 模量控制材料的刚度, 从而影响达到峰值强度时的应变水平; 而抗拉强度则通过影响峰前裂纹萌生和发展来改变破坏应变。

对弹性模量  $E$  的影响: 极差大小顺序为  $\overline{E_c}$  (19.95) >>  $\overline{k_n/k_s}$  (9.58) >  $c$  (0.50)  $\approx$   $\sigma_t$  (0.41)。平行黏结模量对弹性模量的影响占据绝对主导地位, 刚度比也有显著影响, 而黏聚力和抗拉强度的影响基本可忽略。这一结果验证了平行黏结模量是控制材料宏观刚度的关键参数。相关研究也表明, 弹性模量随颗粒模量和黏结模量的增加呈线性增长[10]。

对泊松比  $\nu$  的影响: 极差大小顺序为  $\overline{k_n/k_s}$  (0.124) >>  $c$  (0.017) >  $\sigma_t$  (0.016) >  $\overline{E_c}$  (0.004)。刚度比是唯一对泊松比有显著影响的因素, 其极差远大于其他参数, 而其他参数的影响基本在计算误差范围内。这一结论与已有研究高度吻合, 泊松比主要受刚度比控制[11]。

综上所述, 通过正交试验的极差分析, 识别出各宏观响应的关键敏感参数: 抗拉强度  $\sigma_t$  是影响峰值强度和破坏应变的最主要因素; 平行黏结模量  $\overline{E_c}$  是控制弹性模量的决定性参数; 刚度比  $\overline{k_n/k_s}$  则主导了泊松比的变化, 并对峰值强度有次等重要影响。这一结果为后续的细观参数标定指明了方向: 应优先调整这些敏感参数, 以高效匹配目标岩石的宏观力学特性。

### 2.3.2. 基于控制变量法的细观参数敏感性定量分析

为了进一步量化单个细观参数对宏观力学响应的影响规律, 在正交试验识别出关键参数的基础上, 采用控制变量法进行单因素敏感性分析[12]。选取平行黏结模量  $\overline{E_c}$ 、黏聚力  $c$ 、抗拉强度  $\sigma_t$  和平行黏结刚度比  $\overline{k_n/k_s}$  四个参数, 每个参数设置 5 个水平, 固定其余参数为基准值 ( $\overline{E_c} = 45$  GPa,  $c = 60$  MPa,  $\sigma_t = 15$  MPa,  $\overline{k_n/k_s} = 1.5$ ), 设计数值试验方案如表 4 所示。以 5 MPa 围压下三轴压缩模拟的峰值强度  $\sigma_c$ 、破坏应变  $\varepsilon$ 、弹性模量  $E$  和泊松比  $\nu$  为评价指标, 并将各宏观参数进行归一化处理(以每个系列中最小参数值对应的结果为基准 1), 以消除量纲影响, 直观展示变化趋势[13]-[15]。

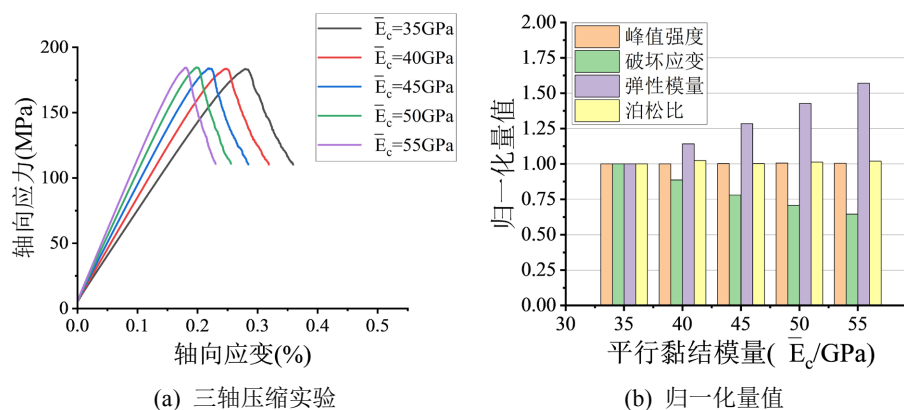
#### 1) 平行黏结模量 $\overline{E_c}$ 的敏感性分析

图 2 为不同平行黏结模量  $\overline{E_c}$  下石英砂岩的三轴压缩应力 - 应变曲线。由图 2(a)可知, 随着平行黏结模量  $\overline{E_c}$  逐渐增大, 曲线初始阶段的斜率明显变陡, 表明材料刚度增加。然而, 峰值强度并未随  $\overline{E_c}$  增大而

发生显著变化, 整体基本保持稳定。

**Table 4.** Numerical test scheme of parameter sensitivity analysis  
**表 4.** 参数敏感性分析数值试验方案

编号	细观参数			
	$\overline{E}_c$ /GPa	$c$ /MPa	$\sigma_t$ /MPa	$\overline{k}_n/\overline{k}_s$
01	35/40/45/50/55	60	15	1.5
02	45	40/50/60/70/80	15	1.5
03	45	60	9/12/15/18/21	1.5
04	45	60	15	0.9/1.2/1.5/1.8/2.1



**Figure 2.** Sensitivity of effective bond modulus  $\overline{E}_c$

**图 2.** 有效黏结模量  $\overline{E}_c$  的敏感性

根据数值模拟试验结果计算宏观力学参数, 再通过归一化数据处理, 绘制归一化后的宏观参数随平行黏结模量  $\overline{E}_c$  的变化曲线, 见图 2(b)。由图可知, 弹性模量  $E$  受平行黏结模量  $\overline{E}_c$  的影响最为明显, 二者呈现强正相关关系。随着平行黏结模量  $\overline{E}_c$  增加, 破坏应变  $\varepsilon$  的归一化值则线性减小, 呈负相关。泊松比  $\nu$  和峰值强度  $\sigma_c$  的归一化值始终在 1.0 附近微小波动, 表明平行黏结模量  $\overline{E}_c$  对这两个参数基本无影响。因此, 平行黏结模量  $\overline{E}_c$  对宏观力学参数的敏感性排序依次为: 弹性模量 > 破坏应变 > 泊松比  $\approx$  抗压强度。

## 2) 黏聚力 $c$ 的敏感性分析

图 3 为不同黏聚力  $c$  下石英砂岩的三轴压缩应力 - 应变曲线。由图 3(a)可知, 随着黏聚力  $c$  的增大, 曲线初始阶段的斜率几乎完全重合, 表明黏聚力  $c$  对弹性模量无直接影响。峰值强度  $\sigma_c$  和破坏应变  $\varepsilon$  随黏聚力  $c$  增大而提高, 但提高幅度逐渐减缓。

黏聚力  $c$  对宏观力学参数的敏感性排序依次为: 泊松比 > 破坏应变 > 抗压强度 > 弹性模量。

## 3) 抗拉黏结强度 $\sigma_t$ 的敏感性分析

图 4 为不同抗拉黏结强度  $\sigma_t$  下石英砂岩的三轴压缩应力 - 应变曲线。由图 4(a)可知, 随着抗拉黏结强度  $\sigma_t$  的增大, 曲线初始斜率无明显变化, 但峰值强度  $\sigma_c$  和破坏应变  $\varepsilon$  持续显著增大, 峰后曲线形态亦有明显改变, 表明抗拉强度主要影响材料的破坏强度与延性。

抗拉黏结强度  $\sigma_t$  对宏观力学参数的敏感性排序依次为: 抗压强度  $\approx$  破坏应变 > 泊松比 > 弹性模量。

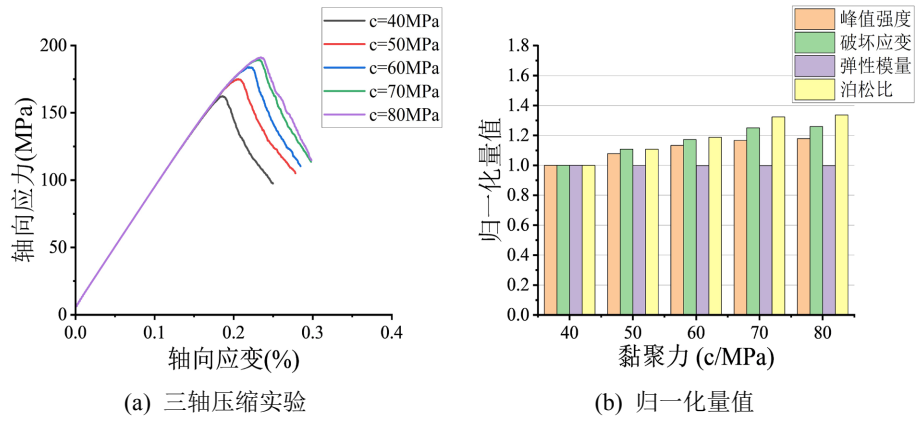


Figure 3. Sensitivity of cohesion  $c$   
图 3. 黏聚力  $c$  的敏感性

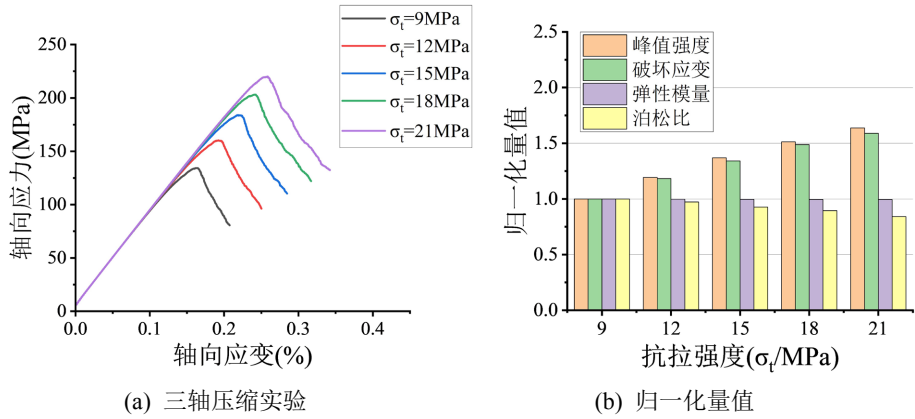


Figure 4. Sensitivity of tensile strength  $\sigma_t$   
图 4. 抗拉强度  $\sigma_t$  的敏感性

#### 4) 平行黏结刚度比 $\bar{k}_n/\bar{k}_s$ 的敏感性分析

图 5 为不同平行黏结刚度比  $\bar{k}_n/\bar{k}_s$  下石英砂岩的三轴压缩应力 - 应变曲线。由图 5(a)可知, 随着平行黏结刚度比  $\bar{k}_n/\bar{k}_s$  逐渐增大, 曲线初始斜率略有降低, 峰值强度也逐步下降, 且峰后脆性增强。

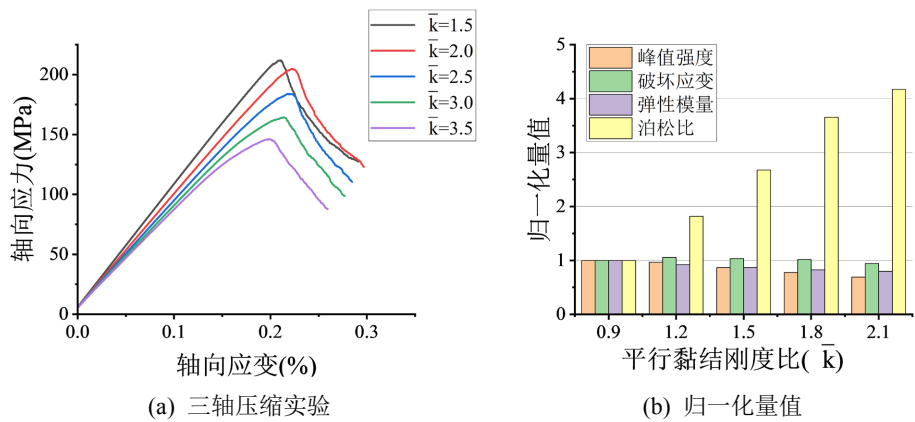


Figure 5. Sensitivity of parallel bond stiffness ratio  $\bar{k}_n/\bar{k}_s$

图 5. 平行黏结刚度比  $\bar{k}_n/\bar{k}_s$  的敏感性

平行黏结刚度比  $\overline{k_n/k_s}$  对宏观力学参数的敏感性排序依次为: 泊松比 > 抗压强度  $\approx$  弹性模量 > 破坏应变。

### 5) 敏感性规律总结

综合上述控制变量法分析结果, 试验方案见表 4, 宏观响应见图 2 至图 5 及对应数据, 可将各细观参数对宏观力学响应, 弹性模量  $E$ 、峰值强度  $\sigma_c$ 、泊松比  $\nu$  的敏感性进行量化排序与规律归纳, 如表 5 所示。

**Table 5.** Sensitivity ranking of mesoscopic parameters to macroscopic mechanical response

**表 5.** 细观参数对宏观力学响应的敏感性排序

宏观响应	敏感性排序	主导参数	相关关系
峰值强度 $\sigma_c$	$\sigma_t \gg \overline{k_n/k_s} > c > \overline{E_c}$	$\sigma_t$ 、 $\overline{k_n/k_s}$	$\sigma_t$ 强正相关; $\overline{k_n/k_s}$ 负相关
破坏应变 $\varepsilon$	$\sigma_t \gg \overline{E_c} > c > \overline{k_n/k_s}$	$\sigma_t$ 、 $\overline{E_c}$	$\sigma_t$ 强正相关; $\overline{E_c}$ 负相关
弹性模量 $E$	$\overline{E_c} \gg \overline{k_n/k_s} > \sigma_t \approx c$	$\overline{E_c}$ 、 $\overline{k_n/k_s}$	$\overline{E_c}$ 强正相关; $\overline{k_n/k_s}$ 负相关
泊松比 $\nu$	$\overline{k_n/k_s} \gg c > \sigma_t > \overline{E_c}$	$\overline{k_n/k_s}$	$\overline{k_n/k_s}$ 强正相关

## 2.4. 参数标定过程

采用“分步控制、迭代逼近”的方法标定参数[16]。标定优先级如下。第一是弹性模量, 第二是峰值强度, 第三是泊松比。得到最优细观参数如表 6。用这组参数模拟 5 MPa 围压下的三轴压缩试验。模拟结果与文献目标值对比如表 7。

**Table 6.** The optimal mesoscopic parameters of quartz sandstone PBM obtained by calibration

**表 6.** 标定所得石英砂岩 PBM 最优细观参数

参数类别	参数名	符号	数值	单位
颗粒接触参数	颗粒接触模量	$E_c$	44.0	GPa
	接触刚度比	$k_n/k_s$	1.8	-
平行黏结参数	平行黏结模量	$\overline{E_c}$	44.0	GPa
	平行黏结刚度比	$\overline{k_n/k_s}$	1.8	-
	黏聚力	$c$	31.0	MPa
	抗拉强度	$\sigma_t$	17.0	MPa

**Table 7.** Macroscopic characteristics comparison after calibration

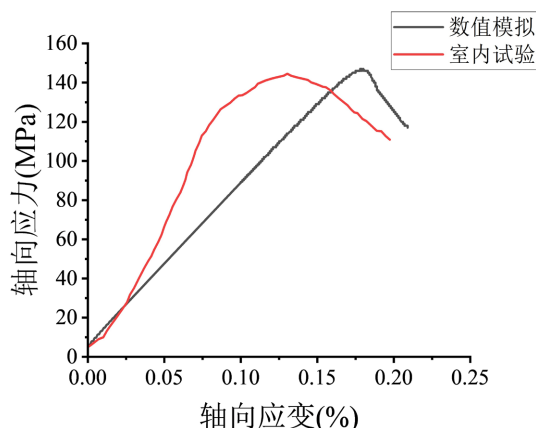
**表 7.** 标定后宏观特性对比

宏观参数	室内试验[1]	数值模拟	相对误差
抗压强度 $\sigma_c$ (MPa)	145.52	146.222	+0.482%
弹性模量 $E$ (GPa)	82.69	83.501	+0.981%
破坏应变 $\varepsilon$	0.12~0.14	0.179	-
泊松比 $\nu$	0.18~0.25	0.181	-

### 1) 应力 - 应变曲线对比

图 6 对比了数值模拟与室内试验在 5 MPa 围压下的应力 - 应变曲线。由图可知:

峰前阶段(弹性段): 试验曲线呈现轻微的上凹形态, 这反映了岩石内部微裂纹在加载初期的逐渐闭合



**Figure 6.** Comparison of stress-strain curves and failure modes between laboratory test and PFC3D numerical simulation

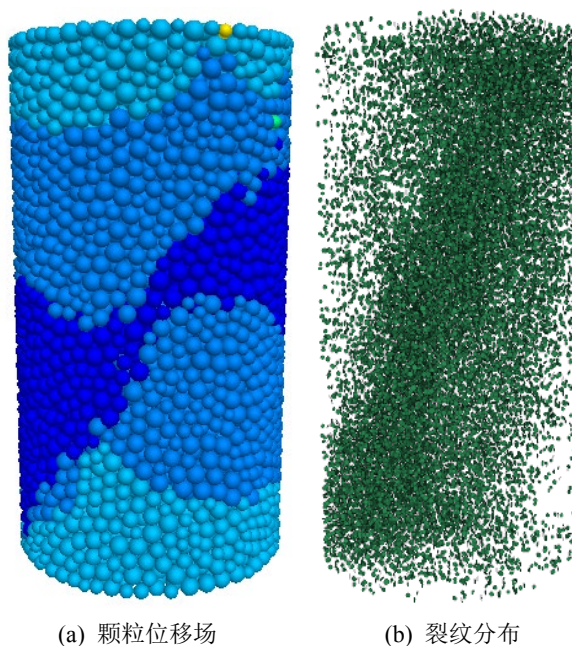
**图 6.** 室内试验与 PFC3D 数值模拟应力 - 应变曲线及破坏形态对比

过程。模拟曲线在峰前段表现为线性，这是因为平行粘结模型假设颗粒间的接触在破坏前保持线弹性，且模型初始状态不包含微裂纹。模拟曲线的初始斜率与试验曲线较为接近。模拟弹性模量为 83.50 GPa，试验值为 82.69 GPa，相对偏差仅+0.98%，表明模型能够较好地再现岩石的初始刚度[6]。

峰值强度：模拟峰值强度 146.22 MPa 与试验值 145.52 MPa 相差约+0.48%，在工程允许误差范围内。

峰后阶段：模拟曲线的应力下降速度略快于试验曲线，这与模型中粘结破坏后强度瞬时丧失的特性有关。这是离散元方法在处理脆性材料破坏时的固有局限[17]。模拟曲线在峰值后表现出脆性跌落，与硬石英砂岩的典型破坏特征一致；虽然后期形态略有差异，但整体趋势吻合良好[18]。

## 2) 破坏模式对比



**Figure 7.** Particle displacement field and crack distribution

**图 7.** 颗粒位移场及裂纹分布

室内试验表明, 石英砂岩在三轴压缩下通常形成宏观剪切带, 破裂面与最大主应力方向夹角约为  $60^{\circ}\sim 70^{\circ}$ 。图 7 展示了数值模拟的颗粒位移场及裂纹分布。模拟试样中清晰可见一条贯通的主剪切带, 其倾角约为  $65^{\circ}$ , 与试验观测一致。裂纹统计显示, 剪切裂纹占主导, 张拉裂纹主要集中于剪切带附近, 符合压剪破坏的机理。

### 3) 误差分析

标定后各宏观参数的相对误差分别为: 峰值强度 +0.48%, 弹性模量 +0.98%, 泊松比 +1.7% (相对于目标区间中值 0.215), 破坏应变 +28% (相对于目标上限 0.14%)。破坏应变的偏差可能源于数值模型中颗粒尺寸的均匀性、黏结强度的理想分布以及室内试验端部摩擦效应等因素。尽管如此, 强度和模量的高精度吻合表明, 标定参数能有效反映石英砂岩的主要力学行为。此外, 模拟曲线在峰前段的线性特征与试验曲线的初始非线性段也存在差异。这一差异源于 PFC 中平行黏结模型的理想化假设, 即颗粒接触在破坏前完全保持线弹性, 且模型不包含初始微裂纹。该差异属于离散元方法的固有局限, 不影响模型对峰值强度、弹性模量等关键指标的复现, 也不影响后续章节中对细观损伤机制的分析。

综上所述, 通过分阶段迭代标定获得的细观参数, 如表 6, 可准确模拟石英砂岩在三轴压缩下的宏观力学响应, 且参数标定结果可靠。

## 3. 不同冷却方式下的数值试验方案

### 3.1. 直接模拟的局限与参数反演方法

本研究不追求对热冲过程中温度场与应力场耦合的直接模拟, 而是采用一种参数等效反演策略。该策略以常温标定的细观参数为基准, 根据文献[1]中不同温度及冷却方式下的宏观试验数据(峰值强度、弹性模量), 逐一反推出各工况下细观参数的退化系数。这一方法的优势在于: 避免了热-力直接模拟带来的巨大计算开销(单工况需数月)和边界条件简化导致的系统偏差(如  $500^{\circ}\text{C}$  水冷却简化模拟峰值强度仅为试验值的 32.11%), 同时可为其他离散元研究提供可直接调用的参数折减依据。

以常温标定参数为基准, 根据蒋浩鹏[1]中不同温度和冷却方式下的宏观试验数据峰值强度和弹性模量, 反推出细观参数的参数调整系数。选取三个参数进行折减: 抗拉强度  $\sigma_t$ 、黏聚力  $c$ 、平行黏结模量  $\overline{E}_c$ 。其他参数保持常温标定值不变。参数调整系数定义如下:

$$\text{参数调整系数: 抗拉强度参数调整系数 } k_{\sigma_t} = \frac{\sigma_t(T)}{\sigma_t(20)}, \text{ 黏聚力参数调整系数 } k_c = \frac{c(T)}{c(20)}, \text{ 平行黏结模量参数调整系数 } k_E = \frac{\overline{E}_c(T)}{\overline{E}_c(20)}.$$

采用试错法, 逐一温度点标定参数调整系数。使模拟得到的峰值强度和弹性模量与文献值的相对误差控制在  $\pm 3\%$  以内。通过这一反演过程, 我们得到了不同温度及冷却方式下细观参数的退化系数如表 8。这些系数本身即为本研究的核心成果, 可直接用于其他离散元模拟中的热损伤参数折减。

### 3.2. 模拟工况

本研究设置的数值试验工况如下:

温度点:  $20^{\circ}\text{C}$  (常温)、 $200^{\circ}\text{C}$ 、 $350^{\circ}\text{C}$ 、 $500^{\circ}\text{C}$ 、 $650^{\circ}\text{C}$ 、 $800^{\circ}\text{C}$ 。

冷却方式: 自然冷却(在  $20^{\circ}\text{C}$  空气中缓慢降温)、水冷却(置于  $20^{\circ}\text{C}$  恒温水浴中降温)。

力学测试: 围压  $5\text{ MPa}$  下的三轴压缩模拟。

标定得到的参数调整系数如表 8 所示。

**Table 8.** The adjustment coefficient of meso-parameters under different temperatures and different cooling methods  
**表 8.** 不同温度、不同冷却方式下的细观参数调整系数

冷却方式	自然冷却			水冷却			
	温度	$k_E$	$k_c$	$k_{\sigma_t}$	$k_E$	$k_c$	$k_{\sigma_t}$
20	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
200	0.90	0.95	0.92	0.84	0.91	0.85	0.85
350	0.82	0.89	0.80	0.73	0.81	0.64	0.64
500	0.72	0.83	0.69	0.62	0.70	0.45	0.45
650	0.61	0.68	0.55	0.53	0.61	0.35	0.35
800	0.51	0.55	0.38	0.42	0.44	0.24	0.24

从表 8 可以看出, 随着温度升高, 两种冷却方式下的三个参数调整系数均呈下降趋势, 表明热损伤逐渐加剧。对于自然冷却,  $k_{\sigma_t}$  从 200℃ 的 0.92 降至 800℃ 的 0.38, 下降幅度最大;  $k_E$  从 0.90 降至 0.51;  $k_c$  从 0.95 降至 0.55。这表明抗拉强度对温度最敏感。对于水冷却, 参数调整系数的下降更为剧烈:  $k_{\sigma_t}$  从 200℃ 的 0.85 降至 800℃ 的 0.24, 即抗拉强度仅剩常温的 24%;  $k_E$  从 0.84 降至 0.42;  $k_c$  从 0.91 降至 0.44。对比两种冷却方式, 水冷却的每个参数调整系数均显著低于自然冷却, 说明水冷却造成了更大的热损伤, 其中对抗拉强度的削弱尤为突出[1] [3]。

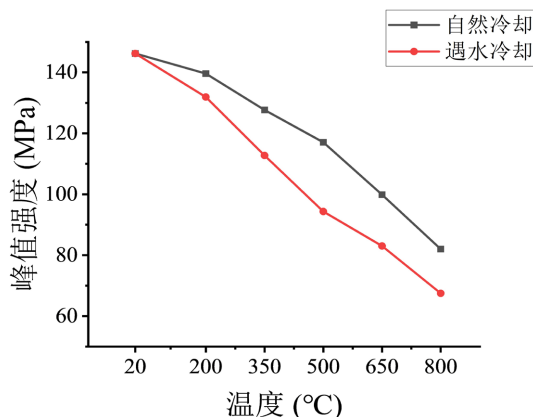
## 4. 结果与分析

### 4.1. 宏观力学特性演化

#### 峰值强度和弹性模量

标定后的参数进行三轴压缩模拟。模拟结果与文献值的对比如图 8 和图 9 所示。两者吻合良好。

从表 9 可以看出, 自然冷却条件下, 峰值强度劣化率由 200℃ 时的 4.52% 单调增至 800℃ 时的 43.92%; 弹性模量劣化率由 9.92% 增至 48.23%。水冷却条件下, 峰值强度劣化率由 9.78% 增至 53.85%, 弹性模量劣化率由 15.83% 增至 57.04%。在各温度点上, 水冷却造成的力学性能劣化均显著高于自然冷却, 且两者差异随温度升高呈扩大趋势。以 500℃ 为例, 水冷却下的峰值强度劣化率(35.48%)较自然冷却(19.95%)高出 15.53 个百分点; 弹性模量劣化率(37.36%)亦显著高于自然冷却的 27.67%。该现象表明水冷却过程中产生的热冲击效应加剧了岩石内部的热损伤演化, 且对强度的削弱作用更为明显。



**Figure 8.** Peak intensity-temperature curve

**图 8.** 峰值强度 - 温度曲线

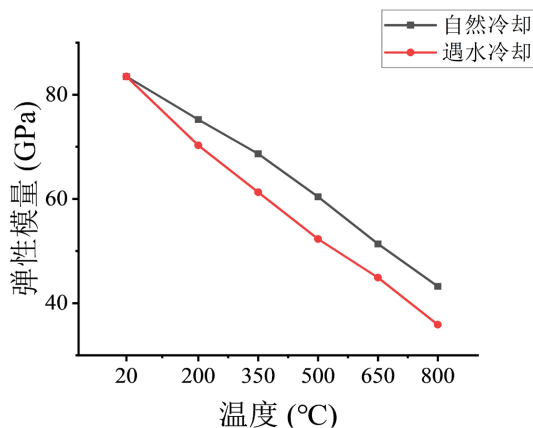


Figure 9. Elastic modulus-temperature curve  
图 9. 弹性模量 - 温度曲线

Table 9. Degradation rate under different temperatures and different cooling methods  
表 9. 不同温度、不同冷却方式下的劣化率

劣化率	自然冷却		水冷却	
	峰值强度	弹性模量	峰值强度	弹性模量
20°C	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%
200°C	4.52%	9.92%	9.78%	15.83%
350°C	12.68%	17.78%	22.91%	26.61%
500°C	19.95%	27.67%	35.48%	37.36%
650°C	31.71%	38.47%	43.22%	46.23%
800°C	43.92%	48.23%	53.85%	57.04%

为进一步量化水冷却相对于自然冷却的额外损伤，定义额外劣化率如下：

$$\text{额外劣化率} = \frac{\text{自然冷却值} - \text{水冷却值}}{\text{自然冷却值}} \times 100\%$$

计算结果如图 10 所示。

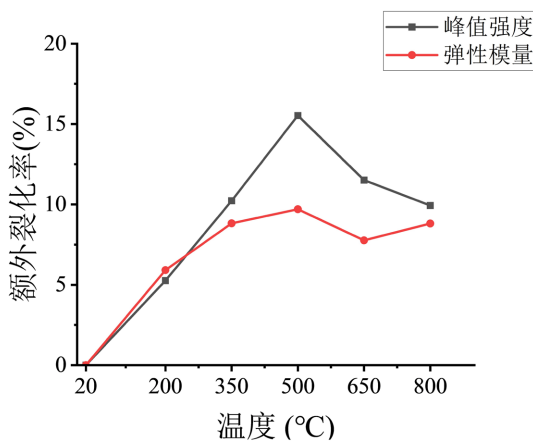


Figure 10. Additional deterioration rate  
图 10. 额外劣化率

由图 10 可见, 峰值强度的额外劣化率在 500℃时达到峰值 16.43%, 在 800℃时为 13.19%, 在 350℃时为 12.60%, 而在 200℃和 650℃时相对较低(约为 6%~9%)。弹性模量的额外劣化率在 500℃和 800℃时均约为 9.7%, 其余温度点约为 6%~8%。上述结果表明, 500℃与 800℃是水冷却造成额外热损伤最为显著的温度区间。分析其成因, 500℃附近岩石内部可能发生矿物相变或热破裂的临界转变, 此时急速水冷却会诱发剧烈的热应力响应; 而 800℃高温下岩石已存在严重热损伤, 水冷却引发的热冲击进一步加剧了裂纹的萌生与扩展。

值得关注的是, 水冷却造成的额外劣化率在 500℃达到峰值(16.43%), 这一温度区间与石英的  $\alpha$ - $\beta$  相变温度(约 573℃)较为接近。石英在 573℃附近发生从  $\alpha$  相(三方晶系)到  $\beta$  相(六方晶系)的转变, 伴随着约 0.82% 的体积膨胀。这种体积变化在岩石内部产生显著的局部拉应力, 当叠加水冷却产生的热冲击应力时, 会大幅加剧微裂纹的萌生与扩展。因此, 500℃附近出现的额外损伤峰值可归因于石英相变与热冲击的协同作用。自然冷却条件下, 由于降温速率缓慢, 热应力较小, 相变引起的体积变化有更多时间被松弛, 故损伤程度相对较低。

## 4.2. 破坏模式

不同冷却方式下的应力 - 应变曲线如图 11 所示。

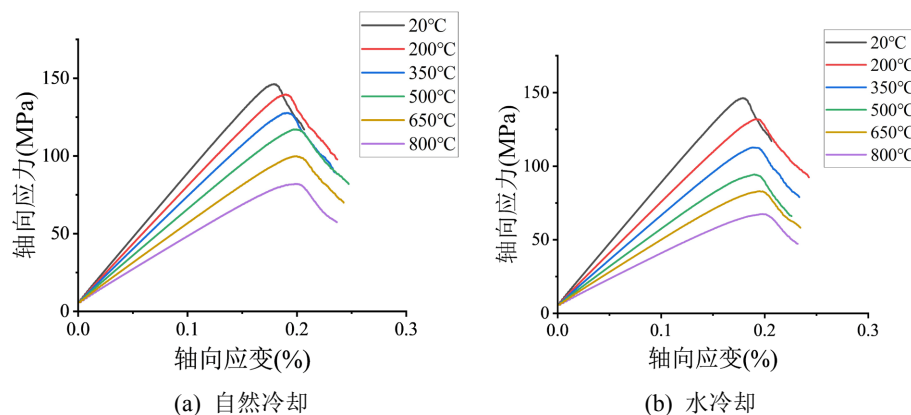
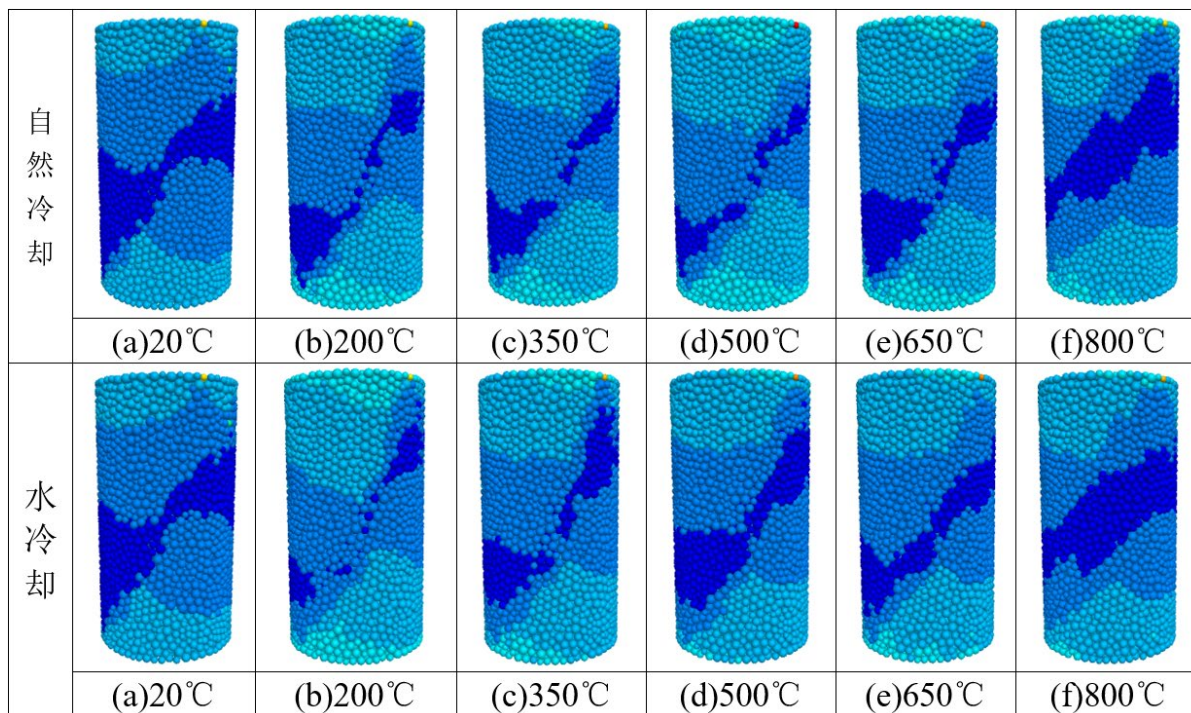


Figure 11. Stress-strain curve  
图 11. 应力 - 应变曲线

从图 11 可以看出, 随着温度升高, 两种冷却方式下试样的峰前刚度(即弹性模量)均逐渐降低, 峰后脆性减弱, 破坏应变略有增加。这说明高温热损伤使岩石的力学行为由脆性向延性转变。对比图 11(a)(b), 水冷却试样的曲线整体低于自然冷却试样, 且峰后下降段更为平缓, 表明水冷却进一步削弱了岩石的强度和刚度, 同时增强了破坏后的延性。

不同冷却方式下试样的最终破坏形态如图 12 所示。

从图 12 可以看出, 自然冷却试样在 800℃时呈现明显的剪切带, 剪切带倾角约为 65°, 属于典型的剪切破坏模式。而水冷却试样在相同温度下破碎程度显著更高, 剪切带更宽且边界模糊, 且在剪切带周围伴有大量明显的张拉裂纹。这表明热冲击作用使岩石破坏模式由单一剪切破坏向剪切 - 张拉复合破坏转变, 最终在高温段呈现张拉崩解主导的破坏特征。其原因在于: 水冷却产生的瞬态热应力在试样内部形成复杂的拉 - 剪应力场, 显著促进了张拉裂纹的萌生与扩展, 进而改变了试样最终的破坏形态, 这与后续裂纹统计中水冷却张拉裂纹占比显著高于自然冷却的规律完全一致。两种冷却方式下的破坏形态演化规律可归纳为表 10。



**Figure 12.** Comparison of failure modes of specimens under different cooling methods

**图 12.** 不同冷却方式下试样破坏形态对比

**Table 10.** Evolution law of failure modes under two cooling modes

**表 10.** 两种冷却方式下的破坏形态演化规律

冷却方式	温度范围	破坏特征	机理简述
自然冷却	20°C	单斜面剪切带, 倾角约 65°	典型剪切破坏
	200~350°C	剪切带展宽, 弥散型	热致微裂纹萌生, 颗粒滑移范围大
	500~650°C	剪切带收窄, 集中剪切	损伤集中化
	800°C	清晰剪切带, 未崩解	弱热冲击, 结构完整
水冷却	20°C	同自然冷却	-
	200~350°C	剪切带快速展宽, 张拉裂纹增多	热冲击诱发张拉裂纹
	500°C	无连续剪切面, 张拉主导	裂隙网络贯通
	650~800°C	整体张拉崩解, 碎块化	损伤饱和, 结构失稳

自然冷却全温度段以剪切破坏为主, 水冷却则在 200°C 即发生破坏模式转变, 500°C 以上完全转为张拉崩解。

### 4.3. 微观损伤机制

#### 4.3.1. 裂纹演化过程与定量分析

图 13 展示了两种冷却方式下裂纹总数的变化规律。随着温度升高, 自然冷却和水冷却试样的裂纹总数都在增加。在常温 20°C 时, 总裂纹数为 24,154 条。当温度升到 800°C 时, 自然冷却试样的总裂纹数增加到 32,470 条, 水冷却试样则增加到 34,698 条。在每一个相同的温度点上, 水冷却试样的裂纹总数都高于自然冷却试样。以 500°C 为例, 自然冷却总裂纹数为 30,849 条, 水冷却为 32,262 条, 后者多出约 1413

条。这表明水冷却会让岩石内部产生更多的微裂纹。

表 11 列出了不同温度下两种裂纹的占比。随着温度升高, 张拉裂纹的占比逐渐上升, 剪切裂纹的占比逐渐下降。在常温 20℃时, 自然冷却试样的剪切裂纹占比为 16.19%, 张拉裂纹占比为 83.81%。当温

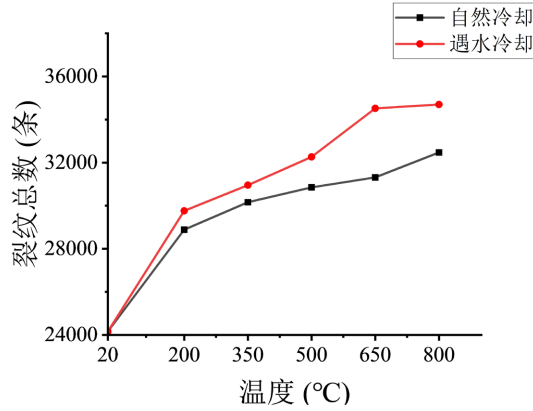


Figure 13. The total number of cracks varies with temperature and cooling mode

图 13. 裂纹总数随温度和冷却方式的变化

Table 11. Changes in the proportion of tensile cracks and shear cracks

表 11. 张拉裂纹与剪切裂纹的占比变化

温度 ℃	自然冷却		水冷却	
	剪切裂纹占比 %	张拉裂纹占比 %	剪切裂纹占比 %	张拉裂纹占比 %
20	16.192	83.808	16.192	83.808
200	16.131	83.869	13.957	86.043
350	12.978	87.022	9.456	90.544
500	10.992	89.008	5.936	94.064
650	10.919	89.081	5.006	94.994
800	8.614	91.386	6.433	93.567

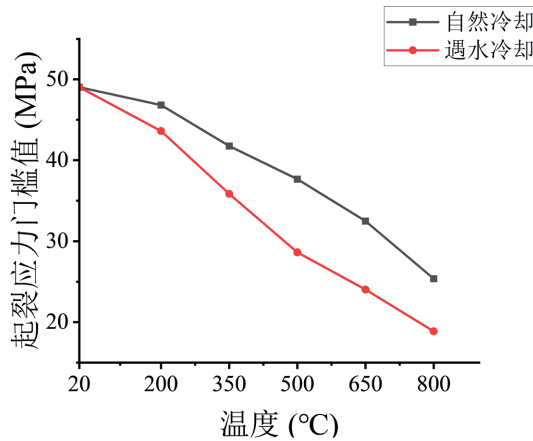


Figure 14. Cracking stress threshold value

图 14. 起裂应力阈值

度升到 800℃时, 自然冷却的剪切裂纹占比降到 8.61%, 张拉裂纹占比升到 91.39%。水冷却的变化更加明显。在 200℃时, 水冷却的剪切裂纹占比为 13.96%, 已经低于自然冷却的 16.13%。到了 800℃, 水冷却的剪切裂纹占比只有 6.43%, 张拉裂纹占比达到 93.57%。这说明水冷却会加快破坏模式从剪切型向拉伸型的转变[19]。

图 14 展示了不同温度和冷却方式下的起裂应力门槛值。起裂应力是指第一条裂纹出现时所对应的轴向应力。随着温度升高, 起裂应力门槛值不断下降。在自然冷却条件下, 起裂应力从 20℃的 49.02 MPa 降到 800℃的 25.37 MPa。在水冷却条件下, 起裂应力从 20℃的 49.02 MPa 降到 800℃的 18.87 MPa。在同一个温度下, 水冷却的起裂应力总是低于自然冷却。以 500℃为例, 自然冷却的起裂应力为 37.68 MPa, 水冷却只有 28.62 MPa, 降低了约 24%。这表明水冷却会让岩石在更小的外力作用下就开始出现裂纹。

**Table 12.** The average crack growth rate of each stage under different working conditions

**表 12.** 各工况下分阶段平均裂纹增长率

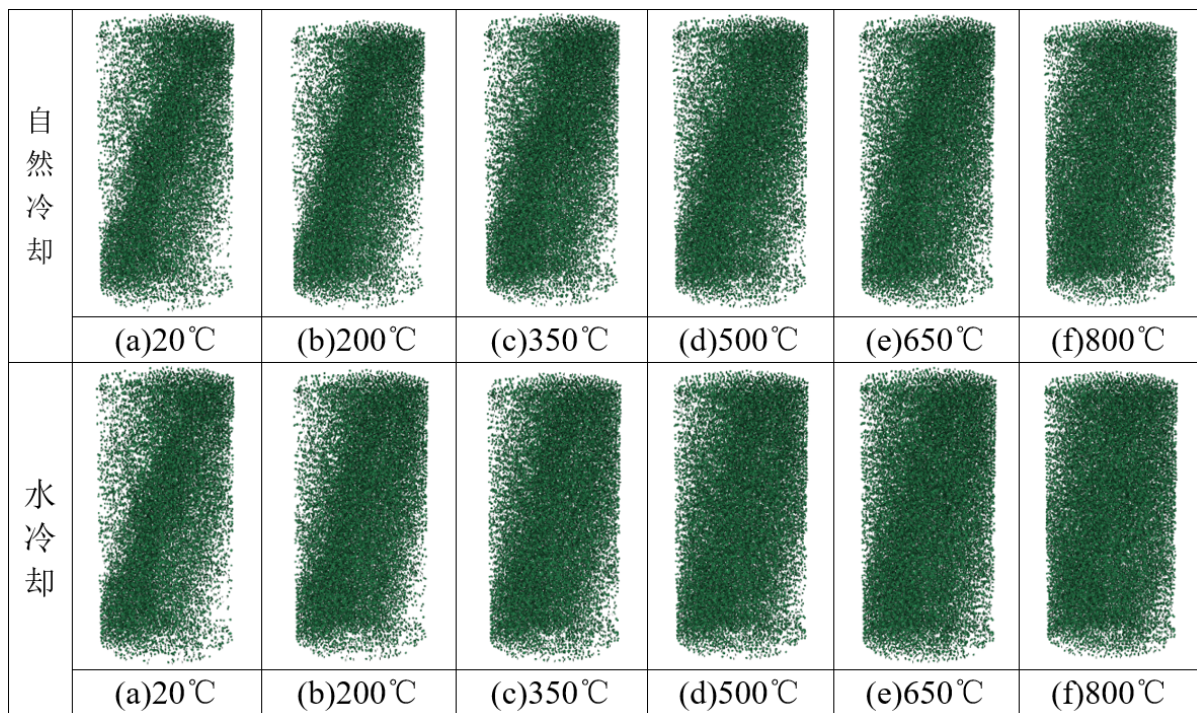
温度(℃)	冷却方式	阶段 1 (起裂→损伤)	阶段 2 (损伤→峰值)	阶段 3 (峰值→结束)
20		$2.65 \times 10^4$	$4.76 \times 10^5$	$3.31 \times 10^5$
200	自然冷却	$1.91 \times 10^4$	$3.84 \times 10^5$	$2.30 \times 10^5$
200	水冷却	$2.04 \times 10^4$	$3.39 \times 10^5$	$2.08 \times 10^5$
350	自然冷却	$3.43 \times 10^4$	$3.72 \times 10^5$	$2.66 \times 10^5$
350	水冷却	$1.96 \times 10^4$	$3.38 \times 10^5$	$6.25 \times 10^5$
500	自然冷却	$2.42 \times 10^4$	$3.35 \times 10^5$	$2.10 \times 10^5$
500	水冷却	$5.80 \times 10^4$	$3.74 \times 10^5$	$5.02 \times 10^5$
650	自然冷却	$2.53 \times 10^4$	$3.52 \times 10^5$	$1.92 \times 10^5$
650	水冷却	$6.27 \times 10^4$	$3.96 \times 10^5$	$2.27 \times 10^5$
800	自然冷却	$4.06 \times 10^4$	$3.90 \times 10^5$	$2.34 \times 10^5$
800	水冷却	$6.43 \times 10^4$	$3.92 \times 10^5$	$2.78 \times 10^5$

表注: 阶段 1 (起裂→损伤点)定义为从第一条裂纹出现(起裂应力对应点)到裂纹数量达到总裂纹数 30%的应变区间; 阶段 2 (损伤点→峰值点)定义为从裂纹数达到总裂纹数 30%到峰值强度对应的应变区间; 阶段 3 (峰值点→结束)定义为从峰值强度到试验结束(轴向应变 0.35)的应变区间。裂纹增长率单位为“条/单位应变间隔”。

从表 12 可以看出: 在阶段 1 (起裂→损伤), 水冷却试样的裂纹增长率在高温段( $\geq 500^\circ\text{C}$ )显著高于自然冷却, 例如 800℃时水冷却( $6.43 \times 10^4$ )是自然冷却( $4.06 \times 10^4$ )的 1.58 倍, 表明水冷却使裂纹在早期即快速成核。在阶段 2 (损伤→峰值), 两种冷却方式的增长率相近, 但水冷却在部分温度点略高。在阶段 3 (峰值→结束), 水冷却试样的增长率在 350℃、500℃等温度点远高于自然冷却(如 350℃时水冷却为  $6.25 \times 10^5$ , 自然冷却仅  $2.66 \times 10^5$ ), 说明峰后阶段水冷却试样仍持续产生大量新裂纹, 导致破坏更充分、延性增强。

如图 15 所示, 裂纹分布图直观揭示了不同冷却方式下试样内部损伤的演化规律, 与宏观破坏形态、接触力链演化形成完整的细观 - 宏观关联:

自然冷却条件下: 试样裂纹演化呈“渐进式累积”特征。20℃时形成清晰、集中的斜向主裂纹带, 对应剪切破坏模式; 随温度升高, 主裂纹带逐渐弥散、变宽, 裂纹数量持续增加, 分布范围从剪切带向全域扩展; 800℃时裂纹呈全域密集分布, 但仍保留主裂纹带的痕迹, 始终以剪切带为损伤核心, 对应剪切主导的破坏模式。



**Figure 15.** Sample crack distribution under different cooling methods

**图 15.** 不同冷却方式下试样裂纹分布图

水冷却条件下：试样裂纹演化呈“爆发式发育”特征。20°C与自然冷却一致，主裂纹带清晰；200°C强热冲击即导致主裂纹带快速弥散，裂纹数量远高于同温度自然冷却；350°C以上主裂纹带完全消失，裂纹呈全域均匀分布；650°C~800°C时裂纹数量达到饱和，试样完全被裂纹覆盖，对应张拉崩解主导的破坏模式。

两种冷却方式的裂纹演化差异，本质是热冲击对岩石损伤的调控作用：自然冷却弱热冲击延缓了裂纹的萌生与扩展，维持了试样的结构完整性；水冷却强热冲击则大幅促进了张拉裂纹的发育，使试样在中温段即发生严重损伤，最终在高温段完全崩解。这一规律与试样宏观强度、接触力链、破坏形态的差异完全一致，从细观损伤层面揭示了热冲击对岩石力学行为的影响机制。

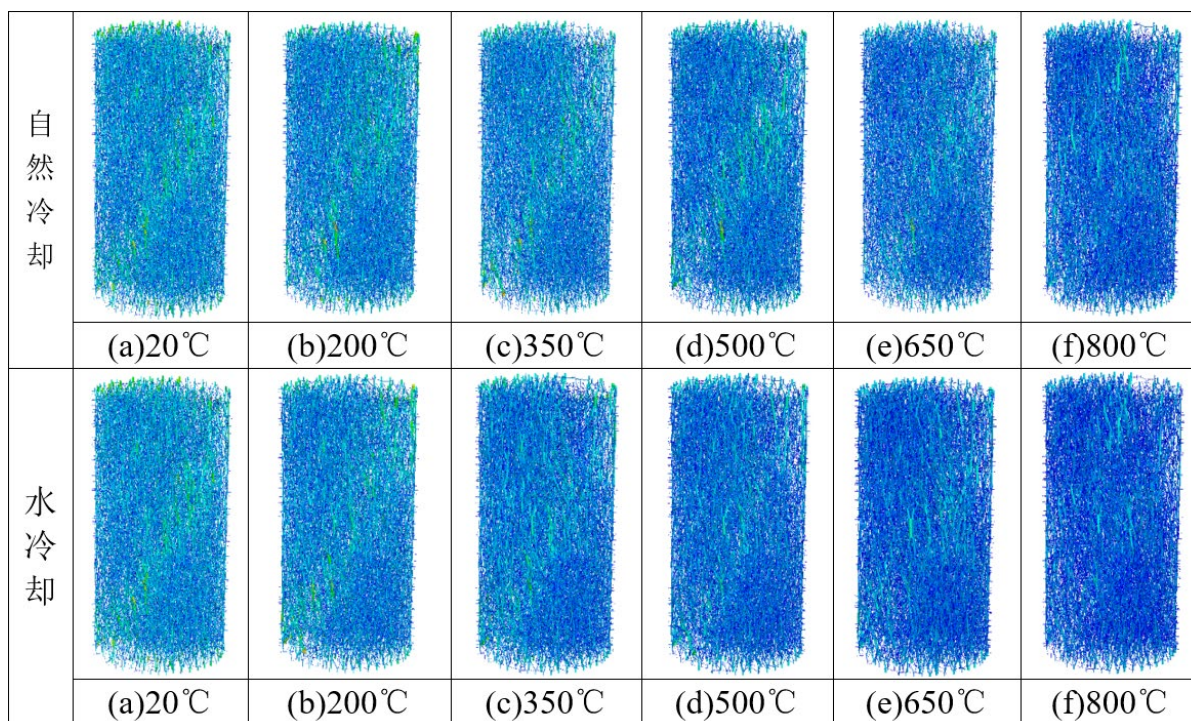
#### 4.3.2. 力链网络演化与能量耗散分析

如图 16 所示，接触力链分布直观揭示了不同冷却方式下试样内部承载结构的演化规律：

自然冷却条件下：试样力链网络呈现“渐进式弱化”特征。20°C时形成清晰、连续的斜向主承载高力链，对应剪切破坏模式；随温度升高，主承载力链逐渐变细、分散，高力链占比持续降低；800°C时主承载力链基本消失，力链网络趋于均匀化，但仍保留一定承载能力，对应剪切主导的破坏模式。

水冷却条件下：试样力链网络呈现“爆发式劣化”特征。20°C与自然冷却一致，主承载力链清晰；200°C强热冲击即导致主承载力链快速弱化，高力链占比远低于同温度自然冷却；500°C以上主承载力链完全消失，力链网络完全均匀化；800°C时力链结构完全破坏，整体呈低力链分布，对应张拉崩解主导的破坏模式。

两种冷却方式的力链演化差异，本质是热冲击对颗粒间接触结构的破坏效应：自然冷却弱热冲击延缓了力链的劣化进程，维持了试样的承载能力；水冷却强热冲击则快速破坏了主承载力链，导致试样承载能力骤降，最终发生整体崩解。这一规律与试样宏观强度、裂纹演化、破坏形态的差异完全一致，从细观层面揭示了热冲击对岩石力学行为的影响机制。



**Figure 16.** Distribution of contact force chain of samples under different cooling methods

**图 16.** 不同冷却方式下试样接触力链分布图

**Table 13.** Energy distribution at peak points under different temperatures and cooling methods (unit: J)

**表 13.** 不同温度和冷却方式下峰值点能量分配(单位: J)

温度(°C)	冷却方式	边界能	应变能	黏结能	动能	摩擦耗能
20		39.091	16.678	18.687	1.679	0.001
200	自然冷却	39.626	16.901	18.906	1.713	0.001
200	水冷却	38.239	16.227	18.143	1.698	0.001
350	自然冷却	37.217	15.655	17.489	1.726	0.001
350	水冷却	32.280	13.657	15.162	1.483	0.001
500	自然冷却	34.782	14.827	16.465	1.543	0.001
500	水冷却	28.195	11.626	12.740	1.448	0.001
650	自然冷却	30.721	12.945	14.197	1.457	0.001
650	水冷却	25.728	10.635	11.451	1.331	0.001
800	自然冷却	25.799	10.731	11.521	1.314	0.001
800	水冷却	21.571	9.027	9.373	1.106	0.002

表 13 统计了峰值点处的能量分配情况。三轴压缩条件下,外力做功以边界能、应变能、黏结能、摩擦耗能、颗粒动能的形式分配转化,可反映高温砂岩的损伤演化与耗能机制。随热处理温度升高,边界能、应变能、黏结能及摩擦耗能整体呈递减趋势。主要原因在于温度升高使内部产生热致微裂纹,颗粒黏结弱化、弹性模量降低,导致试样储能能力下降,各类耗散能相应减少。

对比冷却方式可见,相同温度下水冷却试样各项能量均低于自然冷却,且差异随温度升高而扩大。

水冷却产生的剧烈热冲击诱发大量张拉微裂纹, 内部结构损伤更显著, 承载与储能能力进一步降低, 因此破坏过程吸收与耗散的能量更少[20]。

从能量构成看, 应变能与黏结能占比最高, 为破坏过程的主导能量形式; 摩擦耗能占比较小、变化平稳, 表明高温试样以黏结断裂与张拉损伤为主, 颗粒滑移摩擦贡献较弱。颗粒动能始终处于较低水平且无剧烈波动, 说明数值模拟过程稳定、无异常失真。

结合接触力链演化规律进一步分析: 随温度升高, 试样主承载力链由连续致密逐渐稀疏弱化, 高力链占比降低, 导致储能能力下降、耗散能减少, 破坏更趋近脆性张拉特征。水冷却试样力链弱化程度更显著, 主承载力链更早断裂弥散, 对应各项能量更低, 表明热冲击通过劣化力链结构降低承载与储能能力, 使试样在较低能量下即可发生贯通破坏。

总体而言, 接触力链演化是能量耗散的细观本质: 力链越连续、承载越强, 试样储能与耗能能力越高; 力链越稀疏、损伤越严重, 能量储存与耗散水平越低。自然冷却对应力链渐进劣化与能量平缓下降, 水冷却对应力链爆发劣化与能量急剧降低, 从细观结构揭示了热冲击对高温砂岩力学行为与破坏机制的控制作用。

#### 4.3.3. 参数调整系数与损伤状态的关联分析

从表 8 可以看出, 随温度升高两种冷却方式下的参数调整系数均下降, 水冷却下降更剧烈, 其中抗拉强度最敏感。将上述分析的关键指标汇总于表 14, 可以直观地看到参数调整系数与损伤状态之间的整体关联。

Table 14. Comprehensive correlation between parameter adjustment coefficient and damage index

表 14. 参数调整系数与损伤指标综合关联

温度(°C)	冷却方式	$k_{\sigma_t}$	$k_E$	总裂纹(条)	张拉裂纹占比(%)	起裂应力(MPa)	边界能(J)
20	-	1.00	1.00	24154	83.81	49.022	39.09
200	自然冷却	0.92	0.90	28883	83.87	46.822	39.63
200	水冷却	0.85	0.84	29762	86.04	43.614	38.24
350	自然冷却	0.80	0.82	30159	87.02	41.762	37.22
350	水冷却	0.64	0.73	30953	90.54	35.853	32.28
500	自然冷却	0.69	0.72	30849	89.01	37.676	34.78
500	水冷却	0.45	0.62	32262	94.06	28.623	28.20
650	自然冷却	0.55	0.61	31313	89.08	32.485	30.72
650	水冷却	0.35	0.53	34519	94.99	24.029	25.73
800	自然冷却	0.38	0.51	32470	91.39	25.368	25.80
800	水冷却	0.24	0.42	34698	93.57	18.873	21.57

从表 14 可以看出: 随着  $k_{\sigma_t}$  和  $k_E$  减小, 总裂纹数、张拉裂纹占比增加, 起裂应力与边界能降低, 各损伤指标与参数调整系数呈明显负相关。

其中,  $k_{\sigma_t}$  下降幅度最大, 与裂纹萌生和起裂应力的关联最为直接。细观机制上: 压缩加载时, 裂纹萌生始于颗粒接触边缘的局部张拉应力集中, 而平行黏结模型中的抗拉强度正是抵抗这一局部张拉的关键参数。抗拉强度折减后, 粘结在更低的张拉应力下即发生断裂, 形成张拉裂纹。因此,  $k_{\sigma_t}$  直接控制裂纹萌生的难易程度。

相比之下,黏聚力折减 $k_c$ 主要影响剪切裂纹扩展,但因剪切裂纹通常出现在张拉裂纹之后[21],其敏感性低于 $k_{\sigma}$ 。平行黏结模量折减 $k_E$ 主要影响颗粒接触刚度和弹性模量,刚度下降会降低储能能力,但不直接触发裂纹萌生,其损伤敏感性体现在能量和变形方面。

综上所述,抗拉强度参数调整系数 $k_{\sigma}$ 是表征热冲击损伤最敏感的指标。水冷却正是通过大幅降低 $k_{\sigma}$ (800℃时仅剩0.24),导致岩石在更低应力下就萌生大量张拉裂纹,最终引发严重的宏观强度劣化和破坏模式转变。

## 5. 结论

本文以高温后不同冷却方式下的石英砂岩为研究对象,采用PFC3D离散元方法建立了平行黏结模型,通过参数反演得到了不同温度(20℃~800℃)及冷却方式(自然冷却与水冷却)下关键细观参数的退化系数。主要结论如下:

**标定方法:** 正交试验与单因素敏感性分析表明,抗拉强度控制峰值强度和破坏应变,平行黏结模量控制弹性模量,刚度比控制泊松比。采用“分步控制、迭代逼近”策略标定的细观参数,模拟结果与室内试验吻合良好(强度误差<0.5%,模量误差<1%)。

**宏观力学演化:** 随温度升高,两种冷却方式下岩石的峰值强度和弹性模量均发生劣化,水冷却的劣化程度显著高于自然冷却。峰值强度额外劣化率在500℃达到峰值16.43%,弹性模量额外劣化率约为9.7%。自然冷却试样在全温度段保持剪切破坏模式,而水冷却试样在500℃以上完全转变为张拉崩解破坏。

**细观损伤机制:** 水冷却使总裂纹数增加,张拉裂纹占比由83.8%上升至93.6%,起裂应力门槛降低,主承载力链快速劣化,储能能力下降。分阶段裂纹增长率分析表明,水冷却使起裂→损伤阶段的裂纹增长率提升至自然冷却的1.58倍(800℃),且峰后阶段仍持续产生大量裂纹,导致破坏更充分、延性增强。

**参数调整系数的损伤表征:** 抗拉强度参数调整系数是表征热冲击损伤最敏感的指标。水冷却大幅降低了(800℃时仅剩常温值的24%),使得岩石在更低应力下即可萌生大量张拉裂纹,这是宏观强度劣化和破坏模式转变的根本原因。

**细观-宏观链条:** 高温及冷却方式首先导致抗拉强度退化( $k_{\sigma}$ 、 $k_E$ 下降),使得张拉裂纹在更低应力下萌生且占比上升,进而破坏主承载力链、削弱储能能力,最终引发宏观破坏模式由剪切主导向张拉崩解转变。抗拉强度退化是热冲击损伤的始动环节,力链网络劣化是能量耗散与宏观强度丧失的细观本质。

综上所述,本研究不以直接模拟热传导过程为目标,而是提供了一套基于宏观试验数据的离散元模型参数校准方法,定量给出了不同温度及冷却方式下平行黏结模型中三个关键细观参数(抗拉强度、黏聚力、平行黏结模量)的退化系数。这些系数可直接用于火灾后隧道围岩的离散元模拟中的参数折减。

## 参考文献

- [1] 蒋浩鹏. 考虑火灾高温影响的岩石蠕变损伤特性及本构模型研究[D]: [博士学位论文]. 大连: 大连海事大学, 2024.
- [2] 金爱兵, 王树亮, 魏余栋, 孙浩, 韦立昌. 不同冷却条件对高温砂岩物理力学性质的影响[J]. 岩土力学, 2020, 41(11): 3531-3539, 3603.
- [3] 彭潇, 周剑, 张路青, 等. 实时高温和自然冷却条件下石英岩热损伤特征对比模拟研究[J]. 岩土力学, 2025, 46(6): 1943-1956.
- [4] 赵璐敏, 邵保平, 曹钰, 等. 岩石热损伤破裂的数值模拟研究[J]. 矿业研究与开发, 2023, 43(5): 131-136.
- [5] 杨家琦. 颗粒离散元岩石模型参数特性研究与应用[D]: [硕士学位论文]. 邯郸: 河北工程大学, 2018.
- [6] 骆祚森, 朱作祥, 苏卿, 等. 基于平行黏结模型的水-岩作用下砂岩蠕变模拟及损伤机制研究[J]. 岩土力学, 2023, 44(8): 2445-2457.
- [7] 刘先珊, 董存军. 三维颗粒流数值模型的胶结砂岩力学特性[J]. 重庆大学学报, 2013, 36(2): 37-44.

- [8] 张慧梅, 马志敏, 陈世官, 等. 正交-响应面法在 PBM 细观参数标定中的应用[J]. 水资源与水工程学报, 2024, 35(02): 183-191.
- [9] 阿比尔的, 郑颖人, 冯夏庭, 等. 平行黏结模型宏细观力学参数相关性研究[J]. 岩土力学, 2018, 39(4): 1289-1301.
- [10] Yoon, J. (2007) Application of Experimental Design and Optimization to PFC Model Calibration in Uniaxial Compression Simulation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **44**, 871-889. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2007.01.004>
- [11] 丛宇, 王在泉, 郑颖人, 等. 基于颗粒流原理的岩石类材料细观参数的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2015, 37(6): 1031-1040.
- [12] 牛林新, 辛酉阳. 基于正交设计的颗粒流模型宏细观参数相关分析——以岩石单轴压缩数值试验为例[J]. 人民长江, 2015, 46(16): 53-57, 71.
- [13] 张世民, 陈万里, 刘嘉英, 等. 考虑颗粒形状的离散元法在岩土工程中的应用进展[J]. 科学技术与工程, 2024, 24(2): 447-454.
- [14] Potyondy, D.O. and Cundall, P.A. (2004) A Bonded-Particle Model for Rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **41**, 1329-1364. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2004.09.011>
- [15] 吴禄源, 朱永恒, 白海波, 等. 砂岩颗粒流平行黏结模型宏细观参数关联性研究[J]. 矿业科学学报, 2023, 8(4): 487-501.
- [16] 许江波, 曹宝花, 余洋林, 等. 基于 PFC3D 的黄土三轴试验细观参数敏感性分析[J]. 工程地质学报, 2021, 29(5): 1342-1353.
- [17] 汪洋, 孟祥林, 高进, 等. 基于 PFC2d 的平行粘结模型宏-细观参数标定研究[J]. 四川建筑, 2022, 42(6): 137-140.
- [18] 张学朋, 蒋宇静, 王刚, 等. 基于颗粒离散元模型的岩石蠕变模拟试验[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2015, 46(10): 3914-3921.
- [19] 赵国彦, 戴兵, 马驰. 平行黏结模型中细观参数对宏观特性影响研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(7): 1491-1498.
- [20] 郝保钦, 张昌锁, 王晨龙, 等. 岩石 PFC2D 模型细观参数确定方法研究[J]. 煤炭科学技术, 2022, 50(4): 132-141.
- [21] 陈雷. CFRP 环向约束砂岩三轴加载及流变过程作用机制研究[D]: [博士学位论文]. 阜新: 辽宁工程技术大学, 2022.