加筋充填体三轴压缩力学特性及增强机制研究

徐文彬，周　昆，张亚伦，陈　伟
（中国矿业大学（北京）能源与矿业学院，北京　100083）

摘要：针对下向分层充填开采中充填体易垮塌问题，将土工格栅加筋技术应用于充填体中，以提高假顶充填体的强度．对加筋位置为1/3H，1/2H和2/3H（H为下部充填体高度），网孔尺寸为2，3和4 mm的土工格栅加筋充填体开展了三轴压缩试验，研究了围压、加筋位置和网孔尺寸对加筋充填体力学特性和破坏特征的影响．研究结果表明：相较于未加筋充填体，加筋充填体表现出更高的峰值强度和更显著的塑性变形特征；土工格栅的网孔尺寸与加筋位置存在交互影响，当加筋位置为1/3H和2/3H时，加筋充填体的峰值偏应力随网孔尺寸减小呈现先增大后减小的变化趋势，当加筋位置为1/2H时，加筋充填体的峰值偏应力随网孔尺寸减小而增加；随着围压的增大、网孔尺寸的减小和加筋位置的下移，加筋充填体的破坏模式逐渐由剪切滑移破坏向剪胀破坏或鼓胀破坏转变；土工格栅的存在可阻断充填体内裂纹和滑动面的扩展，格栅与顶部高灰砂比层协同作用产生的强化区及其横向约束作用使得加筋充填体的力学特性得到增强．上述研究结果可为土工格栅加筋充填体在采矿工程中的实际应用提供理论支撑．

关键词：土工格栅加筋；三轴压缩；力学特性；破坏特征；增强机制
中图分类号：TD 803　　**文献标志码：**A　　**文章编号：**1000-1964(2026)01-0074-14

Study on triaxial compression mechanical properties and reinforcement mechanism of reinforced backfill

XU Wenbin, ZHOU Kun, ZHANG Yalun, CHEN Wei
(School of Energy and Mining Engineering, China University of Mining & Technology (Beijing), Beijing 100083, China)

Abstract: Aiming at the problem of easy collapse of backfill in downward slicing and filling mining, geogrid reinforcement technology is applied to the backfill to improve the strength of the artificial roof backfill. Triaxial compression tests were conducted on geogrid-reinforced backfills with reinforcement positions of 1/3H, 1/2H, and 2/3H and geogrid mesh sizes of 2, 3, and 4 mm. The effects of confining pressure, reinforcement position, and mesh size on the mechanical properties and failure characteristics of the reinforced backfills were investigated. The research results show that compared with the unreinforced backfill, the geogrid-reinforced backfill exhibits higher peak strength and more significant plastic deformation characteristics. There is an interaction effect between the mesh size of the geogrid and the reinforcement position. When the reinforcement positions are 1/3H and 2/3H, the peak deviatoric stress of the reinforced backfill shows a trend of first increasing and then decreasing with the reduction of mesh size; when the reinforcement position is 1/2H, the peak deviatoric stress of the reinforced backfill increases with the decrease of mesh size.

收稿日期：2025－10－09　　**修回日期：**2025－12－15　　**DOI：**10.13247/j.cnki.jcumt.20250419
基金项目：广西重点研发计划项目（桂科AB23026093）；中央高校基本业务费项目（2023JCCXNY01）
通信作者：徐文彬（1985—），男，江西省上饶市人，副教授，博士生导师．E-mail：xuwb08@163.com
引用格式：徐文彬，周　昆，张亚伦，等．加筋充填体三轴压缩力学特性及增强机制研究[J]．中国矿业大学学报，2026，55(1)：74-87.
XU Wenbin, ZHOU Kun, ZHANG Yalun, et al. Study on triaxial compression mechanical properties and reinforcement mechanism of reinforced backfill[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2026, 55(1): 74-87.

With the increase of confining pressure, the decrease of mesh size, and the downward shift of the reinforcement position, the failure mode of the geogrid-reinforced backfill gradually transforms from shear-slip failure to shear-dilation failure or bulging failure. The presence of the geogrid can inhibit the propagation of cracks and sliding surfaces within the backfill. The reinforced zone formed by the synergistic effect between the geogrid and the top layer with a high cement-sand ratio, together with its lateral confinement effect, enhances the mechanical properties of the geogrid-reinforced backfill. The above research results can provide theoretical support for the practical application of geogrid-reinforced backfill in mining engineering.

Key words: geogrid reinforcement; triaxial compression; mechanical properties; destructive features; reinforcement mechanism

金属矿深部开采已成为我国矿业发展的趋势，随着开采深度的增加，采场地压显现愈加剧烈，为了保障井下采矿安全，充填法已成为金属矿深部开采的首选方法[1-3]. 下向分层充填采矿法因能有效控制地压、适应复杂矿体形态而被广泛应用于破碎金属矿床开采中，但该采矿方法对充填工艺和充填体强度要求较高. 若充填体强度不足、充填不密实，或后续分层回采时对充填体造成过分扰动，可能导致充填体开裂、滑移，甚至引发充填体的整体垮塌，直接威胁采场作业人员与设备安全[4]. 如 2016 年，金川龙首矿采用下向分层进路胶结充填法的西二采区发生大面积失稳，导致采场报废，地表伴随明显沉陷[5]. 因此，保障下向充填体的稳定性是下向分层充填采矿法安全实施的关键前提.

为实现充填体高强度与低成本的双重目标，当前研究聚焦于开发低成本高性能胶凝材料、优化骨料级配与浆体浓度、引入高效化学外加剂，以及采用纤维复合改性等手段[6]. 例如，采用钢渣基胶凝材料替代水泥可使充填成本显著降低[7]；而对镁渣等工业固废进行化学改性处理后用作辅助胶凝材料，则为实现充填体 28 d 强度要求提供了可靠方案[8]. 此外，纤维的掺入被证实不仅能提升充填体的峰值强度，还可改善其韧性，抑制峰后强度劣化[9].

土工格栅作为一种高性能加筋材料，以其高抗拉强度、低蠕变特性及与岩土体间显著的界面嵌锁效应，在路基、边坡等岩土工程领域得到广泛应用[10-12]. 研究表明，在路堤加筋工程中，优化格栅铺设层数、宽度与竖向间距，可提升路基极限承载力、改善基底接触应力分布的均匀性，并抑制不均匀沉降[13]. 在材料加固方面，土工格栅的加入可使钙质砂等材料的偏应力-应变曲线由应变软化型向硬化型转变，并有效约束剪切过程中的体积膨胀[14]. 上述成果表明，土工格栅在提升岩土体强度与稳定性方面具有显著优势. 因此，本文将土工格栅加筋技术引入胶结充填体体系中，旨在探索其在提升胶结充填体力学性能方面的可行性，从而为胶结充填体性能优化提供新的技术路径.

为了提高充填体的强度和稳定性，将土工格栅加筋技术应用于下向充填体中. 结合某矿实际充填情况（如图 1 所示），采用分层充填方式，顶部为高灰砂比层，中间部分为低灰砂比层，拟将格栅布置在中间低灰砂比层中. 为了研究加筋充填体的三轴压缩力学特性及增强机制，本文开展了加筋位置为 1/3H，1/2H 和 2/3H（H 为下部充填体高度），网孔尺寸为 2，3 和 4 mm，围压为 0，50，100 和 200 kPa 的土工格栅加筋充填体三轴压缩试验，探究围压、加筋位置和网孔尺寸对加筋充填体力学特性和破坏模式的影响，为后续土工格栅的实际应用提供理论基础.

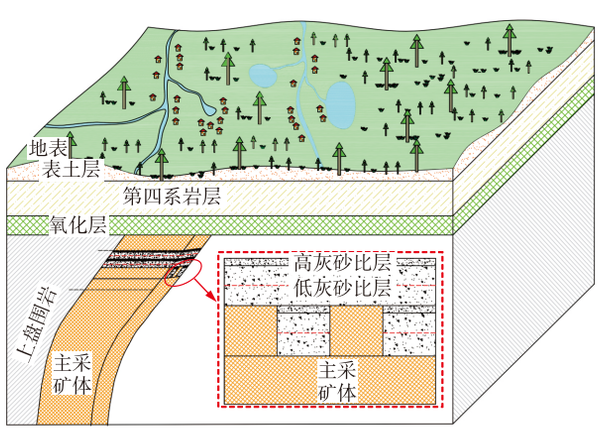


图 1　下向分层充填采场示意

Fig. 1　Schematic diagram of upward layered backfill mining site

1 试验材料与制备

1.1 试验材料

试验选用的尾砂为硅砂，硅质量分数为99.6%，硅砂材料的粒度分布如图2所示，细颗粒含量在30%以上，有助于提高胶结充填料浆的流动性．水泥选择42.5#普通硅酸盐水泥，其主要成分见表1．水为实验室普通自来水．土工格栅种类为玻璃纤维双向土工格栅，设置网孔尺寸分别为2，3和4 mm．

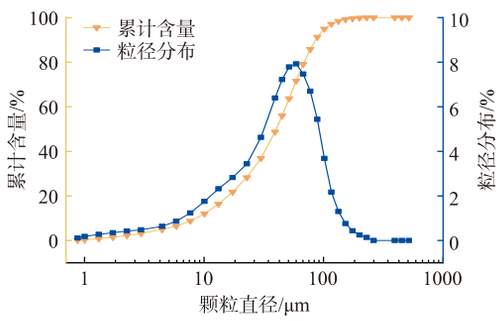


图2 硅砂粒度分布

Fig. 2 Particle size distribution of silica sand

表1 水泥主要化学成分表

Table 1 Table of main chemical composition of cement

成分	CaO	SiO_2	Fe_2O_3	Al_2O_3	K_2O
质量分数/%	64.78	20.34	3.11	5.02	0.35
成分	MgO	SO_3	Na_2O	TiO_2	烧失量
质量分数/%	1.09	2.20	0.10	0.26	2.75

1.2 试验方案

为了研究土工格栅加筋对充填体的影响，考虑是否使用土工格栅加筋、加筋位置和网孔尺寸3个因素并设计试验方案，固定料浆质量浓度为70%，上层灰砂比为1∶7，下层灰砂比为1∶15，网孔尺寸为2，3和4 mm，加筋位置（距顶层）为1/3H，1/2H和2/3H，土工格栅加筋充填体如图3所示，试样编号以“加筋位置-网孔尺寸”的形式进行命名，如H1/3-M2试样，H1/3表示加筋位置为1/3H（距离顶层30 mm），M2表示网孔尺寸为2 mm，其中，Control group（简称CG）为对照组．围压设置为0，50，100和200 kPa．具体试验方案见表2．

表2 土工格栅加筋充填体试验方案

Table 2 Test scheme of geogrid reinforced layered fillers

编号	网孔尺寸/(mm×mm)	加筋位置（距离顶层）/mm
CG		
H1/3-M2	2×2	30
H1/2-M2	2×2	45
H2/3-M2	2×2	60
H1/3-M3	3×3	30
H1/2-M3	3×3	45
H2/3-M3	3×3	60
H1/3-M4	4×4	30
H1/2-M4	4×4	45
H2/3-M4	4×4	60

1.3 试样制备

根据质量浓度及灰砂配比计算所需材料用量，称取一定量的水泥和硅砂，干拌3～5 min后加入适量的水，用搅拌机搅拌5 min，然后将料浆浇筑在∅50 mm×100 mm的圆柱形模具中．在浇筑试件前将土工格栅加工成试验所需的大小，根据表2的试验设计方案，对充填体进行土工格栅加筋．首先对格栅下层充填体进行浇筑和导气泡处理（采用机械振动的方式对料浆进行振捣，振捣时间为15～30 s，确保料浆中大部分气泡能够排出），然后将格栅平铺在模具的特定位置[15-16]．继续浇筑充填体至90 mm，对格栅上层充填体进行导气泡处理，间隔24 h，料浆具备一定强度且界面黏结较好时进行顶层的浇筑．每个试样在养护箱中养护3 d后进行围

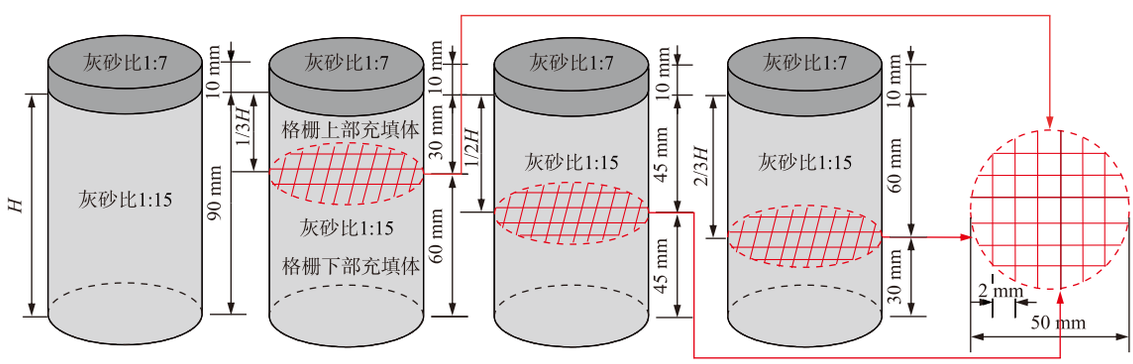


图3 土工格栅加筋充填体示意

Fig. 3 Schematic diagram of geogrid reinforced layered fillers

压为0,50,100和200 kPa的三轴压缩试验,加载速率为0.5 mm/min,试验过程通过计算机控制并自动采集数据.具体试验流程如图4所示.其中,试件养护条件为温度(20±5)℃,相对湿度95%±5%.

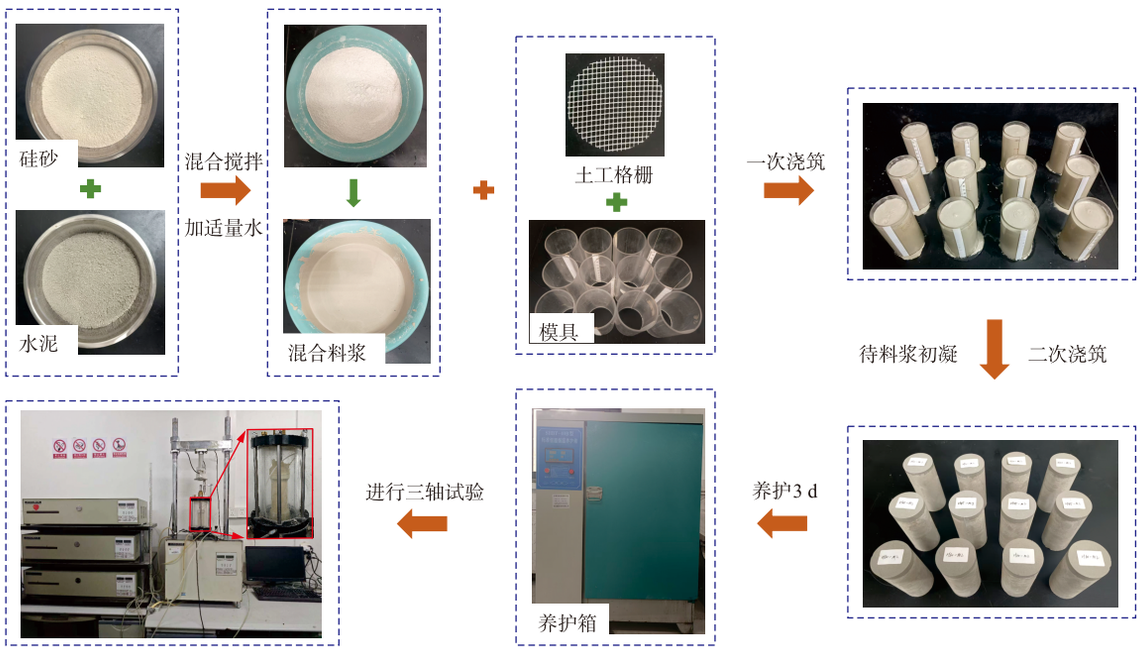


图4　试样制备与试验流程

Fig. 4　Sample preparation process

2　试验结果分析

2.1　偏应力-应变曲线特征

为了深入分析围压、加筋位置和网孔尺寸对偏应力-应变曲线的影响,根据影响因素对土工格栅加筋充填体的偏应力-应变曲线进行分组分析.网孔尺寸为4 mm土工格栅加筋充填体的偏应力-应变曲线如图5所示.从图中可以看出,土工格栅加筋充填体与未加筋充填体的偏应力-应变曲线形态差异很大,相较于未加筋充填体,加筋充填体的偏应力-应变曲线表现出更高的峰值偏应力和更明显的塑性变形特征;随着围压的增大,加筋充填体试样的峰值偏应力和应变硬化现象增加,说明随着围压的增大,加筋充填体越不容易发生破坏,格栅的加筋效果越好.

不同加筋位置条件下,加筋充填体的偏应力-应变曲线形态也存在差异.由图5b可知,每组充填体在不同围压下的曲线变化趋势基本一致,当加筋位置为1/3H时,其偏应力-应变曲线大致可分为5个阶段:1)压密阶段(OA).在轴向荷载下,格栅与颗粒紧密接触,充填体内部原生微裂纹及孔隙逐渐闭合.2)弹性阶段(AB).在此阶段,曲线基本保持线性增长,应力增长迅速.弹性阶段结束后,应力-应变曲线开始出现拐点,该拐点是试样由弹性变形过渡为弹塑性变形的转折点.3)弹塑性阶段(BC):当轴向荷载达到充填体试样的弹性极限时,试样开始发生塑性变形,曲线的增长速率变缓.对比图5a和5b可知,土工格栅的加入能够显著提高充填体的承载极限,格栅的增强作用在弹塑性变形阶段表现得更加明显.土工格栅网孔与基体的相互嵌固作用抑制了充填体的侧向变形,提高了充填体抵抗变形破坏的能力[17].4)峰值破坏阶段(CD):又叫应力跌落阶段.当轴向荷载超过充填体试样的承载极限时,试样会发生失稳和破坏.加筋充填体偏应力-应变曲线的骤降可能是由于土工格栅网孔的断裂所导致.5)残余变形阶段(DE):充填体受压破坏后仍具有一定的承载强度,继续施加轴向荷载,充填体产生的裂纹会不断扩展连通,导致基体随裂纹进行剪切滑移.从图5b中可以看出,加筋充填体峰值破坏后仍具有较高的残余强度,约占峰值强度的70%左右.随着加筋位置的下移,曲线形态逐渐由应变软化向应变硬化转变.对比图5b,5c,5d可知,当加筋位置位于1/3H时,曲线的峰值应变在10%左右,且有明显的峰值跌落现象,充填体表现出一定的脆性.当加筋位置下移至1/2H时,试件达到峰值强度的应变率增大,相较于1/3H处加筋的

充填体，其应变差值最大可达26.51%．当加筋位置位于2/3H时，其应力-应变曲线在达到第1个拐点后开始表现出应变硬化现象，不再出现峰值跌落，其峰值应变明显大于其他加筋位置．由此可知，在三轴压缩试验条件下，加筋位置的改变对加筋充填体峰值应变影响显著，随着加筋位置的下移，加筋充填体表现出更显著的塑性变形特征．这是因为，加筋后充填体从一个整体变成充填体＋格栅组合体，其中格栅的存在一定程度上会抑制裂纹的扩展．当加筋位置在1/3H时，充填体主要发生剪切破坏，剪切面在加筋位置下方，未能有效抑制裂纹，因此塑性变形较小；当加筋位置下移至1/2H和2/3H处时，格栅阻碍了裂纹的扩展，从而提升了塑性变形能力，其中格栅在1/2H处时，剪切面可能贯穿格栅，塑性变形能力有所下降，而格栅在2/3H处时，在格栅的强化作用和端部效应的影响下，使得充填体底部强度增强，充填体主要发生鼓状破坏，塑性变形能力得到显著增加．

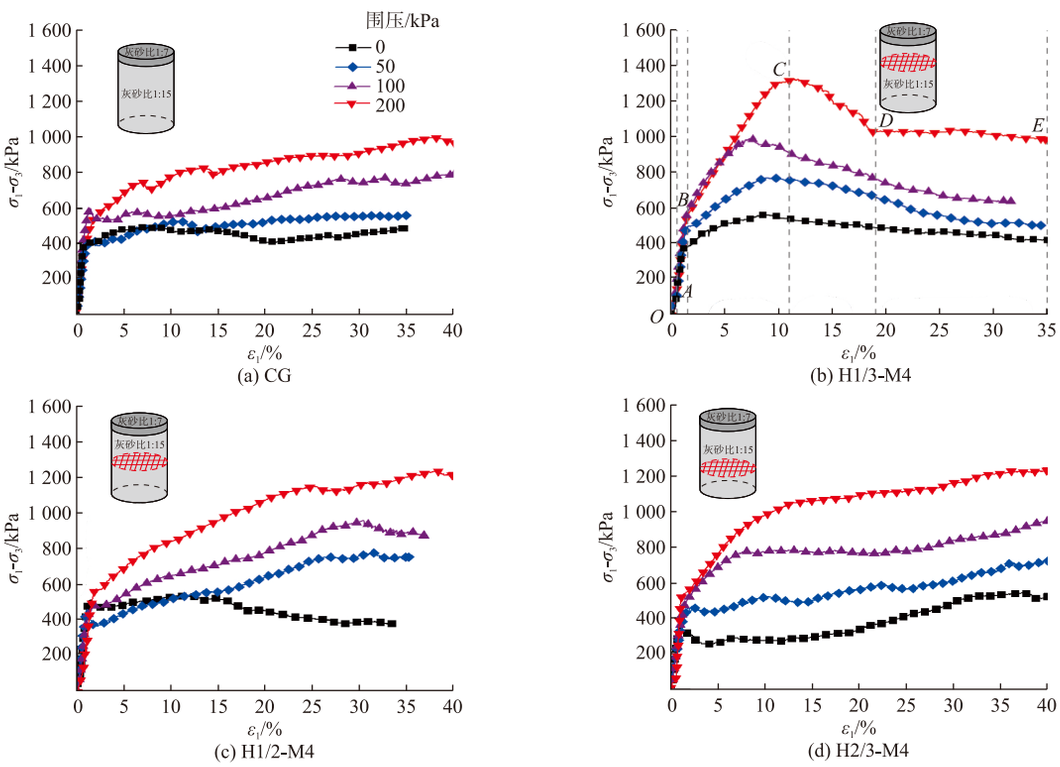


图5 网孔尺寸为4 mm土工格栅加筋充填体的偏应力-应变曲线

Fig. 5 The deviatoric stress-strain curve of 4mm mesh geogrid reinforced fillings

网孔尺寸为3 mm土工格栅加筋充填体的偏应力-应变曲线如图6所示．从图6中可以看出，不同加筋位置条件下，加筋充填体的偏应力-应变曲线与图5表现出相似的变化规律．对比图5b和图6b可知，当加筋位置为1/3H，围压分别为50和200 kPa时，将格栅网孔尺寸由4 mm减小至3 mm后，格栅横肋与尾砂颗粒间的摩擦作用增强，使得加筋充填体在残余变形阶段即表现出明显的应变硬化趋势，且此阶段的强度甚至高于峰值破坏前的强度．当加筋位置下移至1/2H(如图6c所示)时，与网孔尺寸为4 mm(图5c)相比，3 mm网孔尺寸加筋充填体偏应力-应变曲线的弹塑性阶段明显缩短，同时峰值强度有所提升，对应的峰值应变也随之提前．当加筋位置下移至2/3H时，对比图5d和图6d可知，在200 kPa围压下，不同网孔尺寸加筋充填体的偏应力-应变曲线变化规律基本一致；但随着围压的减小，3 mm网孔尺寸加筋充填体偏应力-应变曲线的应变硬化现象逐渐减弱，其残余变形阶段变化相对平缓．因此，随着网孔尺寸由4 mm减小至3 mm，当加筋位置为1/3H时，加筋充填体的塑性变形特征显著增强；当加筋位置为1/2H和2/3H时，加筋充填体的塑性变形特征略有减弱，但其整体强度得到提升．

网孔尺寸为2 mm土工格栅加筋充填体的偏应力-应变曲线如图7所示．对比图7a，7b可知，当加筋位置为1/3H、网孔尺寸为2 mm时，加入土工格栅后，加筋充填体的峰值偏应力不仅有所减小，还表现出明显的应变软化现象．这一现象的成因

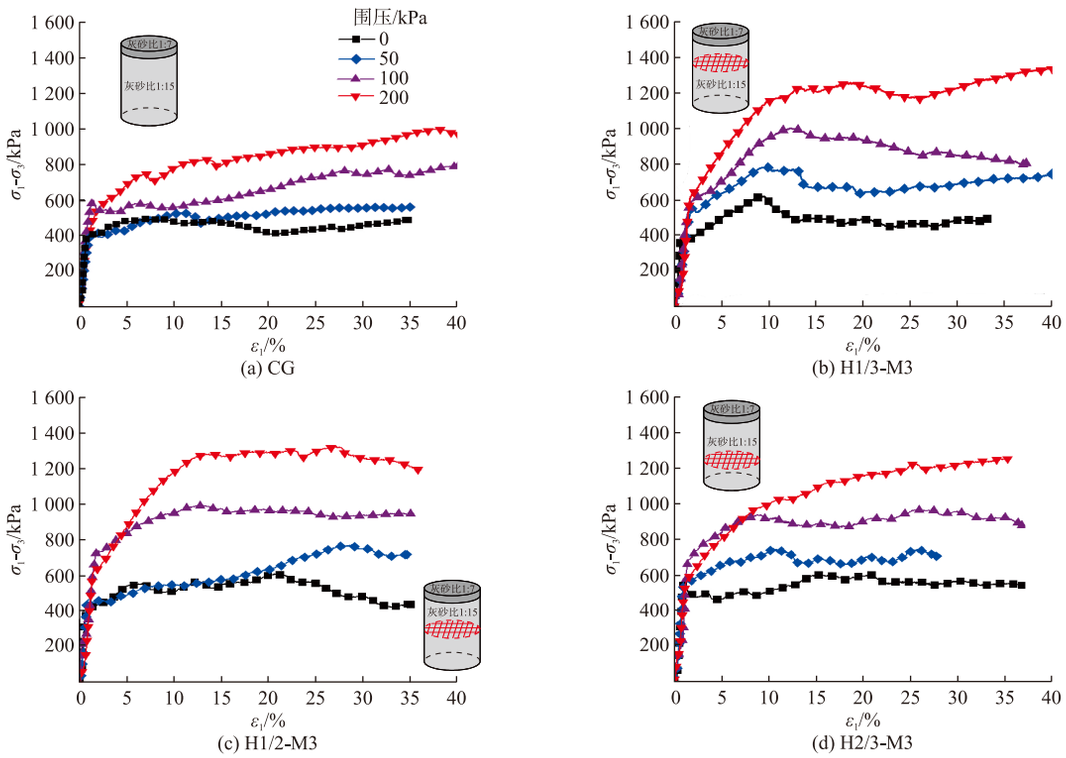


图 6　网孔尺寸为 3 mm 土工格栅加筋充填体的偏应力-应变曲线

Fig. 6　The deviatoric stress-strain curve of 3mm mesh geogrid reinforced fillings

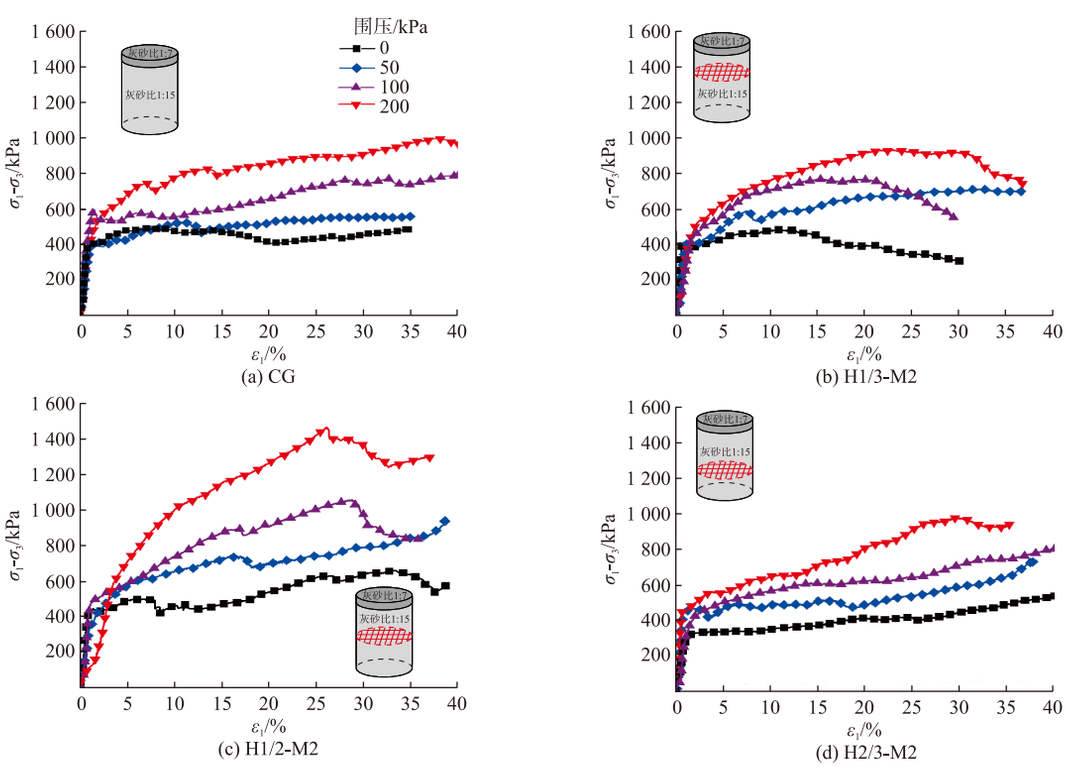


图 7　网孔尺寸为 2 mm 土工格栅加筋充填体的偏应力-应变曲线

Fig. 7　The deviatoric stress-strain curve of 2mm mesh geogrid reinforced fillings

可从土工格栅的增强机制展开分析：土工格栅的增强作用主要依赖网孔内部颗粒间互锁产生的抗剪力及格栅与颗粒表面接触产生的抗剪力，其中，网孔内颗粒的互锁机制与格栅网孔尺寸紧密关联[18]. 当网孔尺寸减小至 2 mm 时，过小的网孔尺寸导致格栅内部包裹的尾砂颗粒数量大幅减少，

使得原本充填体内部“骨料-骨料”的接触模式，很大一部分被“骨料-土工格栅”的接触模式取代．而已有研究表明，在格栅的增强机制中，颗粒间的互锁作用贡献更为关键[19]，因此颗粒数量减少与接触模式改变共同导致了加筋效果的弱化．此外，相关研究成果指出[20-22]，土工格栅的网孔尺寸与颗粒平均粒径之间存在一个最优比值，当二者比值达到该定值时，土工格栅才能充分发挥加筋效应．结合图 7d 分析可知，当加筋位置为 2/3H 时，该尺寸(2 mm)土工格栅仍未达到理想加筋效果，但改善了未加筋充填体的脆性特征．当加筋位置调整为 1/2H(如图 7c 所示)时，加入土工格栅后，加筋充填体的峰值偏应力得到显著提升，其加筋效果及偏应力-应变曲线形态与图 5b，5c 表现出较高的相似性．这一结果表明，在网孔尺寸过小(如 2 mm)的情况下，加筋位置的选择对土工格栅加筋效果具有决定性影响，通过优化加筋位置，可有效规避网孔尺寸过小对加筋效应的削弱作用．

2.2 网孔尺寸对土工格栅加筋充填体强度的影响

为探究不同网孔尺寸对土工格栅加筋充填体力学特性的影响，选取加筋位置为 1/3H，1/2H 和 2/3H 的不同网孔尺寸土工格栅加筋充填体进行对比分析，如图 8 所示．不同加筋位置条件下，加筋充填体的强度变化规律不同．

当加筋位置为 1/2H 时，加筋充填体峰值强度随着网孔尺寸的减小呈现不断增大的趋势．相较于未加筋充填体，当网孔尺寸为 2 mm 时，加筋充填体在 0，50，100 和 200 kPa 下峰值强度分别增加 33.7%，78.9%，38.4% 和 77.2%；当网孔尺寸为 3 mm 时，加筋充填体在 0，50，100 和 200 kPa 下峰值强度分别增加 23.2%，46.1%，29.3% 和 54.5%；当网孔尺寸为 4 mm 时，加筋充填体在 0，50，100 和 200 kPa 下峰值强度分别增加 9%，44.1%，25.8% 和 49.8%；因此，土工格栅的加入能够有效地改善充填体的力学性能，尤其是能够大幅度提高充填体的峰值强度．随着网孔尺寸的减小，格栅与基体的嵌固作用和格栅对基体的侧向约束作用增强，土工格栅的加入起到了良好的物理加固作用．因此，加筋充填体峰值强度随着网孔尺寸的减小呈现不断增大的趋势．

与加筋位置为 1/2H 时不同，当加筋位置为 1/3H 和 2/3H 时，随着网孔尺寸的减小，加筋充填体峰值强度呈现先增加后减小的趋势，网孔尺寸存在临界值．以 1/3H 处加筋的充填体为例，相较于未加筋充填体，网孔尺寸为 3 mm 时，峰值强度达到最大，且在 0，50，100 和 200 kPa 下峰值强度分别增加 26.2%，49.0%，31.0% 和 62.1%；当网孔尺寸小于 3 mm 时，峰值强度显著降低，表明网孔尺寸并不是越小越好，除了格栅对基体的侧向约束外，还要考虑到格栅横肋对基体产生的摩阻力作用，过小的网孔尺寸可能会影响格栅横肋被动阻力的发挥[23-25]．当网孔尺寸从 4 mm 减小至 3 mm 时，在 0，50，100 和 200 kPa 下峰值强度分别增加 11.7%，2.2%，1.2% 和 1.5%；当网孔尺寸从 3 mm 减小至 2 mm 时，在 0，50，100 和 200 kPa 下峰值强度分别降低 28.5%，25.8%，30.8% 和 49.5%．

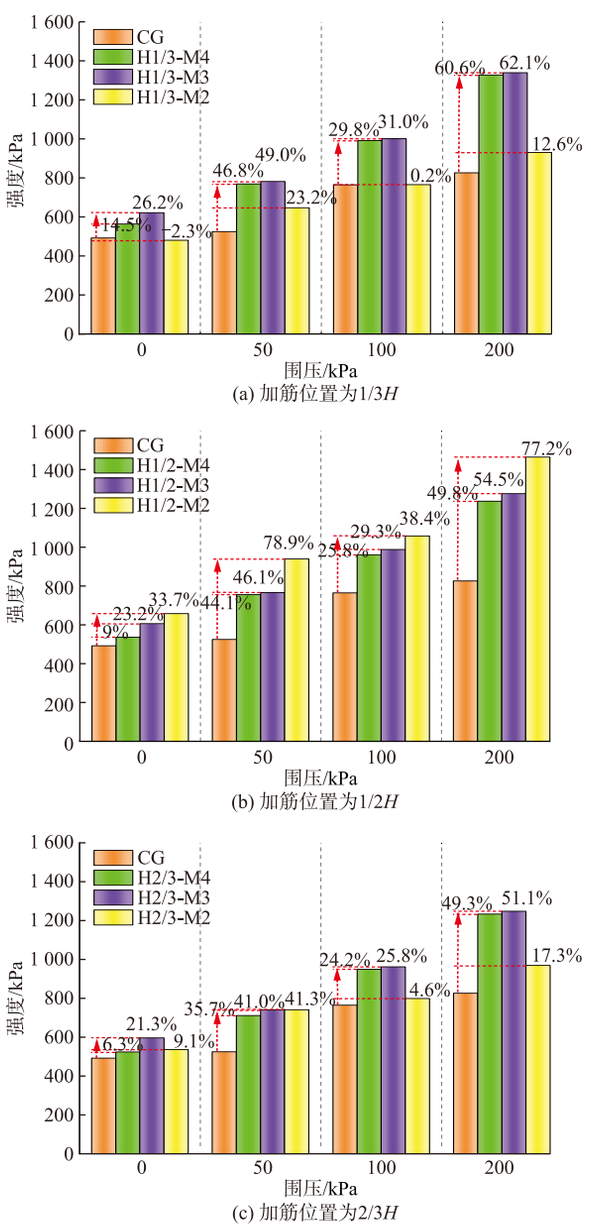


图 8 不同网孔尺寸的土工格栅加筋充填体强度变化规律

Fig. 8 Changes in the strength of geogrid reinforced fillers with different mesh sizes

2.3　加筋位置对土工格栅加筋充填体强度的影响

从上述分析可知，网孔尺寸并不是越小越好，因此，为探究不同加筋位置对加筋充填体力学特性的影响，选取网孔尺寸为4，3和2 mm的不同加筋位置的土工格栅加筋充填体进行对比分析．图9为不同加筋位置条件下土工格栅加筋充填体的强度变化规律．

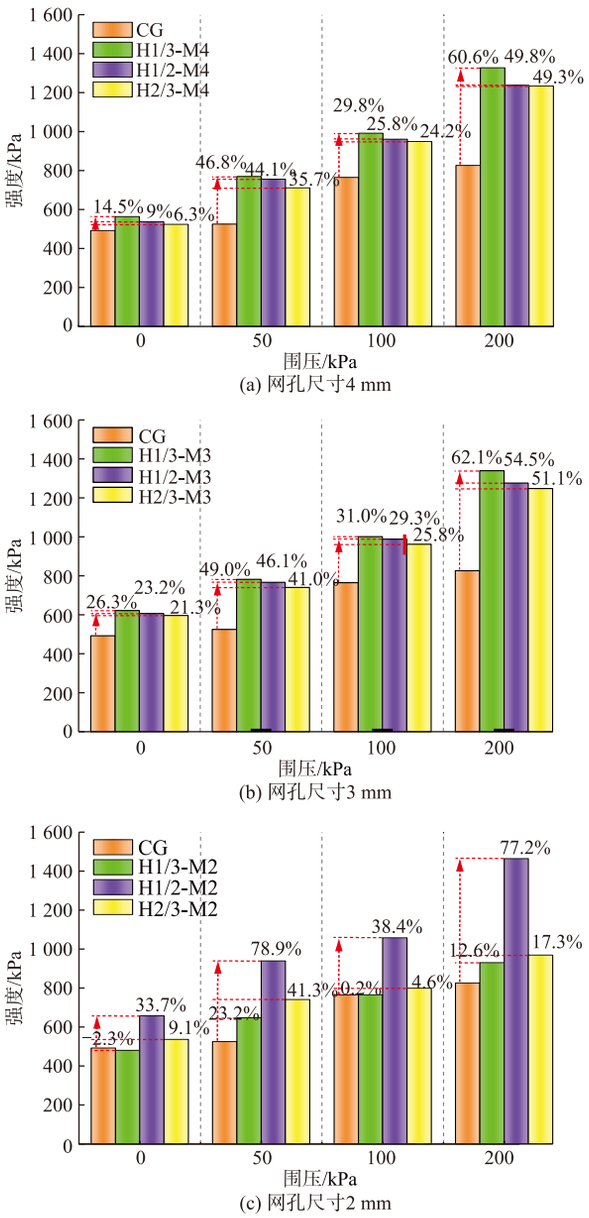


图9　不同加筋位置的土工格栅加筋充填体强度变化规律

Fig. 9　Changes in the strength of geogrid reinforced fillers at different reinforcement positions

从图9c中可以看出，当网孔尺寸为2 mm时，随着加筋位置的下移，充填体峰值强度呈现先增加后减小的趋势．格栅在1/2H处，加筋充填体的峰值强度达到最大，相较于未加筋充填体，在0，50，100和200 kPa下峰值强度分别增加33.7%，78.9%，38.4%，77.2%；当加筋位置从1/2H上移至1/3H时，充填体在0，50，100和200 kPa下峰值强度分别降低36.0%，55.7%，38.2%和64.6%；当加筋位置从1/2H下移至2/3H时，充填体在0，50，100和200 kPa下峰值强度分别降低24.6%，37.6%，33.8%和59.9%．由此可知，加筋位置在1/2H时，土工格栅的加筋效果最优，而加筋位置在1/3H时，土工格栅的加筋效果最弱．这是因为，三轴压缩试验中充填体内部的最大拉应力区域集中于1/2H处[26]，当网孔尺寸为2 mm时，格栅自身所提供的抗拉强度足以抵消该关键区域的高拉伸应力，使得加筋充填体的侧向变形量增加，但峰值强度得到显著提升．由图9c还可知，在0 kPa下，1/3H处加筋充填体的峰值强度略低于未加筋充填体，因此，在网孔尺寸过小的情况下，加筋位置的改变会对格栅横肋的摩阻力作用产生很大影响，当加筋位置为1/3H时，格栅横肋对基体的摩擦阻力过盈，土工格栅的加入弱化了充填体的强度．

从图9a，9b中可以看出，当网孔尺寸为4 mm和3 mm时，随着加筋位置的下移，充填体强度出现小幅度降低，但均高于未加筋充填体．以网孔尺寸为4 mm为例，当加筋位置为1/3H时，峰值强度达到最大，相较于未加筋充填体，在0，50，100和200 kPa下峰值强度分别增加14.5%，46.8%，29.8%和60.6%；当加筋位置从1/3H下移至1/2H时，充填体在0，50，100和200 kPa下峰值强度分别降低5.5%，2.7%，4.0%和10.8%；当加筋位置从1/2H下移至2/3H时，充填体在0，50，100和200 kPa下峰值强度分别降低2.7%，8.4%，1.6%和0.5%．由此可知，加筋位置在1/3H时，土工格栅的加筋效果最优，而加筋位置在2/3H时，土工格栅的加筋效果最弱．这是因为，当加筋位置为1/3H时，土工格栅与顶部高灰砂比层能够形成较强的协同约束效应，二者相互作用可有效限制充填体内部变形；随着加筋位置的下移，格栅与顶部高灰砂比层的距离增大，其协同约束作用随之减弱；在加筋位置为2/3H时，格栅与顶部高灰砂比层的协同约束作用最弱，对充填体变形的抑制作用也相应降至最低．与网孔尺寸相比，加筋位置的改变对充填体峰值强度的影响更加微弱，即网孔尺寸对充填体峰值强度的影响强于加筋位置．此外，当围压从0 kPa增加到50，100和

200 kPa时，充填体的强度增长率变大，这说明高围压下格栅的加筋效果更加显著，即加筋充填体在施加围压后峰值强度更高．分析其原因，可能是早养护龄期的充填体与土工格栅还未充分黏结，加载过程中格栅容易发生滑移，施加围压能够加强其黏结效果，促进格栅的增强作用．

2.4 表观黏聚力 c 与表观内摩擦角 φ 变化特征

岩土体的黏聚力 c 值和内摩擦 φ 值是评价其抗剪能力的重要参数，同时也是表征土工格栅与充填体的界面强度指标[27]．充填体在不同加筋条件下，三轴试验所得的峰值强度与围压均呈线性关系，部分拟合曲线如图 10 所示．对网孔尺寸为 4，3，2 mm 和加筋位置为 1/3H，1/2H，2/3H 的加筋充填体进行拟合，拟合方程见表 3，拟合度均在 0.9 以上，相关性较高．

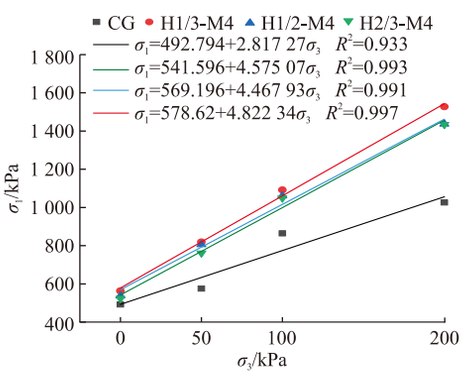


图 10 不同加筋位置的土工格栅加筋充填体拟合曲线方程

Fig. 10 Fitting curve equation of geogrid reinforced fillers with different reinforcement positions

表 3 不同加筋条件下充填体拟合曲线方程

Table 3 Equation of fitting curves of backfill under different reinforcement conditions

试样编号	拟合方程	R^2
CG	$\sigma_1=492.794+2.817\ 27\sigma_3$	0.933
H1/3-M4	$\sigma_1=578.62+4.822\ 34\sigma_3$	0.997
H1/2-M4	$\sigma_1=569.196+4.467\ 93\sigma_3$	0.991
H2/3-M4	$\sigma_1=541.596+4.575\ 07\sigma_3$	0.993
H1/3-M3	$\sigma_1=618.088+3.631\ 68\sigma_3$	0.997
H1/2-M3	$\sigma_1=612.84+3.388\ 4\sigma_3$	0.993
H2/3-M3	$\sigma_1=587.85+3.285\ 86\sigma_3$	0.999
H1/3-M2	$\sigma_1=514.2+2.188\ 86\sigma_3$	0.970
H1/2-M2	$\sigma_1=688.94+3.894\ 11\sigma_3$	0.987
H2/3-M2	$\sigma_1=547.24+2.182\ 4\sigma_3$	0.986

设最大主应力 σ_1 和最小主应力 σ_3 的线性关系满足方程：

$$\sigma_1=\sigma_c+K\sigma_3, \tag{1}$$

式中：σ_c 为单轴抗压强度，即 $\sigma_3=0$ 时对应的强度；K 为斜率．

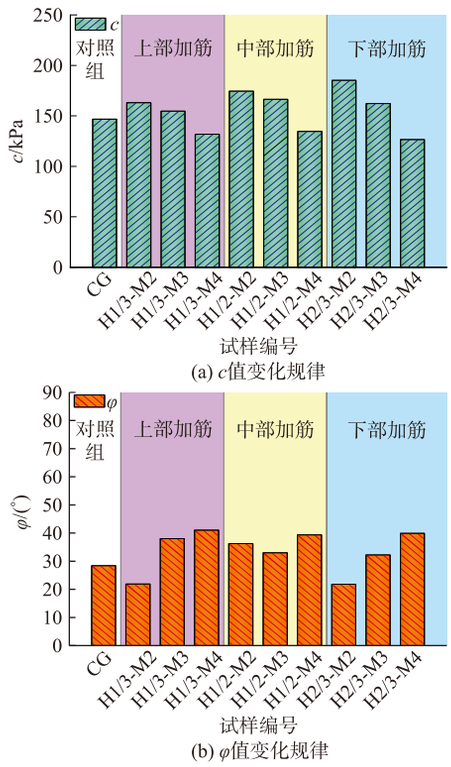
通过求解三轴试验的极限应力圆包络线，得到黏聚力 c 和内摩擦角 φ．其计算公式如下：

$$c=\frac{\sigma_c}{2\sqrt{K}}, \tag{2}$$

$$\varphi=\arctan\left(\frac{K-1}{2\sqrt{K}}\right). \tag{3}$$

将表 3 中拟合曲线斜率和单轴抗压强度代入式中，得到不同条件下土工格栅加筋充填体的表观 c，φ 值变化规律，如图 11 所示．c 值大小取决于骨料颗粒间的引力及胶凝物的胶结作用，在养护龄期 3 d 时，格栅与基体的胶结效果较弱，随着网孔尺寸的减小，格栅与基体的黏结效果增强．因此，由图 11a 可知，当加筋位置不变时，加筋充填体的黏聚力 c 随网孔尺寸的增加呈现不断减小的变化趋势，相较于未加筋充填体，其黏聚力只在网孔尺寸为 4 mm 时才更小．加筋充填体的内摩擦角 φ 随网孔尺寸的变化规律与黏聚力 c 的变化规律相反，相较于未加筋充填体，大部分加筋充填体的内摩擦角都更大．对于加筋充填体而言，其 φ 值大小主要取决于骨料颗粒间的摩擦和连锁作用以及格栅与骨料间的界面摩擦作用，因此，由图 11b 可知，虽然网孔尺寸的减小能够增强格栅与骨料间的摩擦作用，但是也削弱了骨料颗粒间的连锁作用，从整体上看，其摩擦作用减弱．从图 11 中还可以看出，加筋位置对黏聚力 c 和内摩擦角 φ 的影响较小，但在网孔尺寸为 2 mm 时，加筋充填体的黏聚力 c 和内摩擦角 φ 的变化较大，随着加筋位置的下移，黏聚力 c 呈现不断增加的趋势，内摩擦角 φ 呈现先增加后减小的趋势．

综上所述，当网孔尺寸为 2 mm 和 3 mm 时，土工格栅的加入对充填体的表观黏聚力和内摩擦角均有一定的促进作用．在井下实际开采过程中，充填体处于“压-弯-剪”复合受力状态[28]，充填体的稳定性极大程度依赖于其抗剪强度，而表观黏聚力和内摩擦角是评价其抗剪能力的重要指标．因此，土工格栅的加入一定程度上增强了充填体的抗剪切能力，提高了其稳定性．



(a) c值变化规律

(b) φ值变化规律

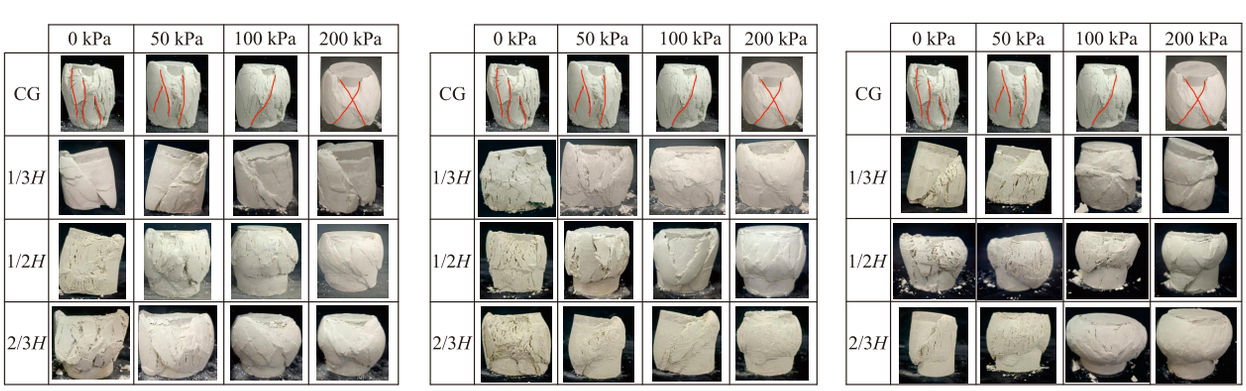
图 11　不同加筋条件下土工格栅加筋充填体的表观 c，φ 值变化规律

Fig. 11　The variation laws of apparent c and φ values of geogrid-reinforced backfill under different reinforcement conditions

2.5　破坏模式分析

充填体的力学性能与其失效模式直接相关[29]. 图 12 显示了土工格栅加筋充填体试样在不同围压下的破坏模式. 由于灰砂比远高于底部充填体，顶部充填体基本不发生破坏. 当围压为 0 kPa 时，未加筋充填体表面出现许多张拉和剪切裂纹，但并未贯穿至顶部高灰砂比层；随着围压的增大，裂纹数量减少，试件表现为贯穿底部充填体的剪切破坏[30].

加入土工格栅后，充填体的破坏模式发生了很大变化. 从图 12 中可以看出，加筋充填体的破坏模式大致可以分为 3 类，分别为剪胀破坏、鼓胀破坏和剪切滑移破坏. 当网孔尺寸为 4 mm、加筋位置为 1/3H（如图 12a 所示）时，不同围压下加筋充填体试件表现为沿滑移面的剪切滑移破坏，且剪切滑移面均出现在底部低灰砂比层，随着加筋位置的下移，加筋充填体的侧向变形量增加，其破坏模式由剪切滑移破坏逐渐向剪胀破坏和鼓胀破坏转变；当网孔尺寸减小为 3 mm（如图 12b 所示）时，格栅与基体界面的摩擦作用增强，使得试件出现剪切滑移破坏的可能性降低，当加筋位置分别为 1/3H 和 2/3H 时，随着围压的增大，加筋充填体的破坏模式由剪切滑移破坏向剪胀破坏转变，当加筋位置为 1/2H 时，加筋充填体试件多表现为上宽下窄的剪胀或鼓胀破坏；当网孔尺寸为 2 mm（如图 12c 所示）时，由于网孔尺寸过小，格栅横肋的摩擦阻力和端承阻力过大，在加筋位置为 1/3H 时，加筋充填体的破坏模式仍表现为沿滑移面的剪切滑移破坏，但其剪切滑移面出现在格栅下部充填体中，格栅上部充填体由于端承阻力作用具有良好的完整性，使得格栅下部充填体的破坏更加严重，当加筋位置为 2/3H 时，加筋充填体破坏模式与之类似. 综上所述，土工格栅的加入，使得充填体的破坏模式由剪切滑移破坏向剪胀破坏或鼓胀破坏转变. 围压的增大、网孔尺寸的减小和加筋位置的下移也会导致加筋充填体的破坏模式逐渐由剪切滑移破坏向剪胀破坏或鼓胀破坏转变.



(a) 网孔尺寸为4 mm加筋充填体　(b) 网孔尺寸为3 mm加筋充填体　(c) 网孔尺寸为2 mm加筋充填体

图 12　土工格栅加筋充填体破坏模式

Fig. 12　Failure modes of geogrid-reinforced backfill

3 土工格栅加筋充填体增强机制分析

一般而言，土工格栅的强度高于基体的强度，当加筋充填体达到承载极限时，首先基体开始出现屈服，随后其裂纹扩展行为带动格栅发生破坏，最后导致试样的整体失效．在轴向荷载作用下，尾砂颗粒沿筋材表面产生相对移动进而使格栅-尾砂界面处摩擦力逐渐发挥作用，格栅-尾砂之间这种相互作用有效地约束了充填体水平位移．三轴压缩试验时，土工格栅对基体的侧向约束作用与围压提供的侧向约束作用相似，因此，将格栅的加筋效果等价于增加充填体侧向围压，在岩土工程领域将其称之为等效围压理论，如图 13 所示，该侧向围压由格栅的抗拉强度提供[31]．根据摩尔库伦准则，格栅加筋后，充填体的围压从 σ_3 增大至 $\sigma_3+\Delta\sigma_3$，主应力从 σ_{1u} 增加到 σ_1，土工格栅加筋充填体的摩尔应力圆由未加筋状态和等效加筋状态摩尔应力圆共同组成．

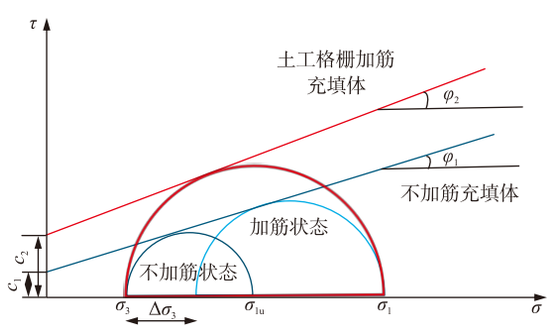


图 13 土工格栅增强机制分析

Fig. 13 Analysis of geogrid reinforcement mechanism

格栅的作用主要是通过格栅与基体之间的界面对充填体的约束而产生的，界面上的摩擦力阻止了充填体的过大侧向位移，并改变了附近基体的应力场和应变场，从而改变了充填体的破坏模式[32]．格栅的存在阻断了裂纹和滑动面的发展，促进了充填体的破坏模式由剪切滑移破坏向剪胀破坏和鼓胀破坏转变，这些都有助于充填体抵抗破坏能力的增强[33]．不少学者都对格栅的加筋机制进行了研究，大致将格栅的加筋机理分为 2 类，一类为格栅与基体界面的直接加筋作用，其主要依靠接触界面上的摩擦与嵌锁作用；另一类为界面两侧一定区域内对基体的强化作用（间接加筋作用），其主要是通过应力重分布来改变应力方向和大小，从而改变加筋充填体的破坏模式，以达到提强作用[34]．结合上述分析可知，格栅网孔尺寸和加筋位置的改变都会对加筋充填体的破坏模式产生影响，进而改变格栅的加筋机制．根据不同加筋位置，可将格栅的加筋机制分为以下 3 类，如图 14～16 所示．

1）当加筋位置位于 1/3H 时，由于格栅上部低灰砂比层厚度较小，其大部分被格栅与顶部高灰砂比层形成的协同强化区所覆盖，使得格栅上部充填体与下部充填体的强度差异较大，因此，顶层和上部充填体基本不发生破坏，试件表现为沿下部滑移面的剪切滑移破坏．随着围压的增大，格栅所作用的强化区域扩大，充填体的破坏模式逐渐变为剪胀破坏．但网孔尺寸较大（4 mm）时，增大围压后的加筋充填体破坏模式仍表现为沿滑移面的剪切破坏，说明随着网孔尺寸的增大，格栅对基体的约束力和强化区域减小．

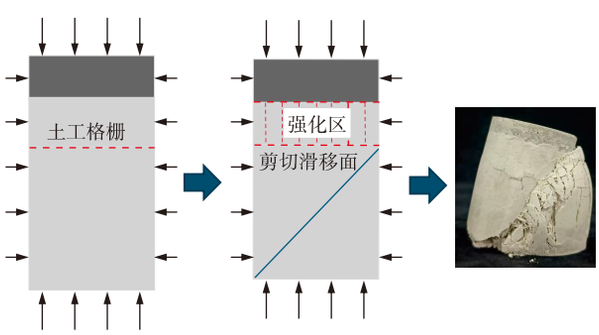


图 14 1/3H 加筋充填体加筋机制

Fig. 14 Reinforcement mechanism of 1/3H reinforced filling body

2）当加筋位置位于 1/2H 时，格栅上部和下部充填体均出现剪胀或鼓胀破坏，但上部充填体的剪胀程度要大于下部充填体．这是因为上部充填体的侧向变形受顶部高灰砂比层和格栅共同抑制，而下部充填体的侧向变形只受格栅抑制，当充填体高度相同时，其所受的横向约束力不同导致其侧向变形量不同．同时，围压的增大也能减小充填体的侧向变形并增加格栅与基体间的黏聚力，促进格栅的加筋效果，使得试件的破坏形态更加明显．

3）当加筋位置位于 2/3H 时，格栅上部充填体出现剪胀或鼓胀现象，而下部充填体侧向变形量较小．与 1/3H 加筋充填体相比，由于上部充填体高度的增加，格栅与顶部高灰砂比层的协同强化作用减弱，仅依靠其横向约束作用，格栅上部充填体和下部充填体的强度差异并不显著，因此，试样并未出现剪切滑移面，加筋充填体更倾向于发生剪胀或鼓胀破坏．

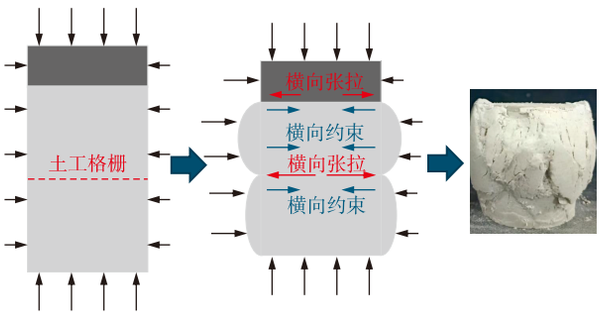


图 15　1/2*H* 加筋充填体加筋机制

Fig. 15　Reinforcement mechanism of 1/2*H* reinforced filling body

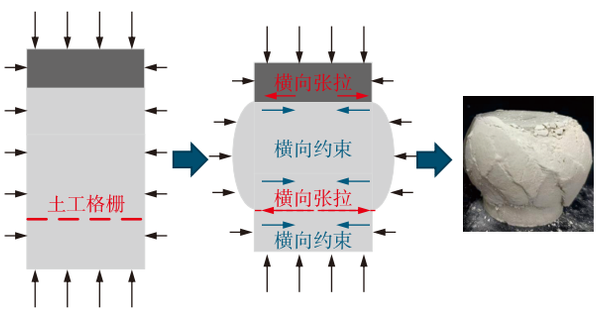


图 16　2/3*H* 加筋充填体加筋机制

Fig. 16　Reinforcement mechanism of 2/3*H* reinforced filling body

为了更直观地分析格栅的加筋机制，将破坏后的加筋充填体掰开，观察其内部格栅的失效形式，如图 17 所示．

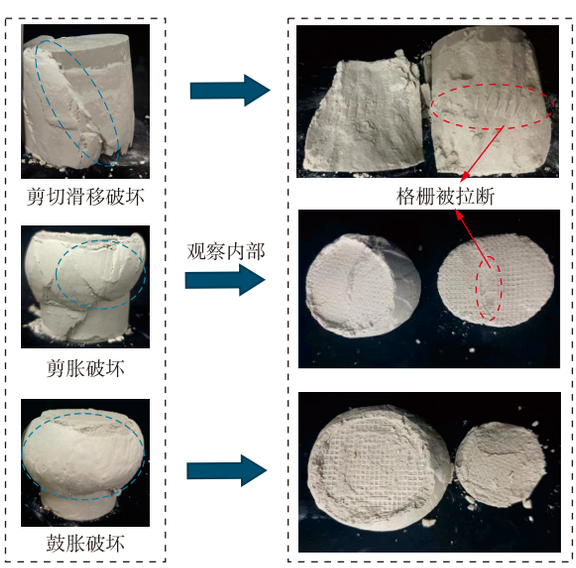


图 17　土工格栅失效形式

Fig. 17　Failure form of geogrid

从图 17 中可以看出，不同破坏模式下，格栅的失效形式不同．当试件发生剪切滑移破坏时，格栅会在充填体的剪切滑移面处被拉断．如果试件发生剪胀破坏，充填体内部出现滑移，格栅也会由于剪切作用被破坏．当试件发生鼓胀破坏时，格栅平铺内嵌于充填体中，基本不发生破坏．

4　结　论

1）相较于未加筋充填体，加筋充填体表现出更高的峰值强度和更明显的塑性变形特征．同时，加筋充填体具有很高的残余强度，其残余强度约占峰值强度的 70% 左右．

2）土工格栅的网孔尺寸与加筋位置存在交互影响，当加筋位置为 1/3*H* 和 2/3*H* 时，加筋充填体的峰值偏应力随网孔尺寸减小呈现先增大后减小的变化趋势，当加筋位置为 1/2*H* 时，加筋充填体的峰值偏应力随网孔尺寸减小而增加．

3）格栅的存在阻断了裂纹和滑动面的发展，促进了充填体的破坏模式由剪切滑移破坏向剪胀破坏和鼓胀破坏转变．围压的增大、网孔尺寸的减小和加筋位置的下移也会导致加筋充填体的破坏模式发生上述转变．

4）加筋充填体力学特性的增强主要通过土工格栅与顶部高灰砂比形成的协同强化区及其横向约束作用实现．格栅在加筋充填体试件发生剪切滑移破坏和剪胀破坏时容易被拉断，而试件发生鼓胀破坏时，格栅基本不发生破坏．

参考文献：

[1]　郭利杰，刘光生，马青海，等．金属矿山充填采矿技术应用研究进展[J]．煤炭学报，2022，47(12)：4182-4200.
GUO Lijie，LIU Guangsheng，MA Qinghai，et al. Research progress on mining with backfill technology of underground metalliferous mine [J]. Journal of China Coal Society，2022，47(12)：4182-4200.

[2]　蔡美峰，薛鼎龙，任奋华．金属矿深部开采现状与发展战略[J]．工程科学学报，2019，41(4)：417-426.
CAI Meifeng，XUE Dinglong，REN Fenghua. Current situation and development strategy of deep mining in metal mines[J]. Chinese Journal of Engineering，2019，41(4)：417-426.

[3]　程海勇，吴爱祥，吴顺川，等．金属矿山固废充填研究现状与发展趋势[J]．工程科学学报，2022，44(1)：11-25.
CHENG Haiyong，WU Aixiang，WU Shunchuan，et al. Research status and development trend of solid waste backfill in metal mines[J]. Chinese Journal of Engineering，2022，44(1)：11-25.

[4] 徐文彬，潘卫东，刘 辉.动态扰动诱发嗣后充填采场灾变事故分析[J].采矿与安全工程学报，2015，32(1)：65-72.
XU Wenbin，PAN Weidong，LIU Hui. Analysis of catastrophic accidents induced by dynamic disturbances in subsequent backfill stopes[J]. Journal of Mining & Safety Engineering，2015，32(1)：65-72.

[5] 郭 捷，马凤山，赵海军，等.金属矿山充填法开采引发地表突然塌陷机理分析[J].桂林理工大学学报，2017，37(3)：461-465.
GUO Jie，MA Fengshan，ZHAO Haijun，et al. Mechanism analysis of sudden surface collapse caused by filling mining in metal mines[J]. Journal of Guilin University of Technology，2017，37(3)：461-465.

[6] 赵光明，王艳芬，艾 洁，等.矿用水泥基注浆材料的发展及展望[J].中国矿业大学学报，2024，53(1)：1-22.
ZHAO Guangming，WANG Yanfen，AI Jie，et al. Development and prospects of cement-based grouting materials for mining[J]. Journal of China University of Mining & Technology，2024，53(1)：1-22.

[7] 杨晓炳，闫泽鹏，尹升华，等.基于GA-SVM的钢渣基胶凝材料开发及料浆配比优化[J].工程科学学报，2022，44(11)：1897-1908.
YANG Xiaobing，NI Zepeng，YIN Shenghua，et al. Development of steel slag-based cementitious materials and optimization of slurry proportions based on GA-SVM[J]. Chinese Journal of Engineering，2022，44(11)：1897-1908.

[8] 刘 浪，阮仕山，方治余，等.镁渣的改性及其在矿山充填领域的应用探索[J].煤炭学报，2021，46(12)：3833-3845.
LIU Lang，RUAN Shishan，FANG Zhiyu，et al. Modification of magnesium slag and its application exploration in the field of mine filling[J]. Journal of China Coal Society，2021，46(12)：3833-3845.

[9] YI X W，MA G W，FOURIE A. Compressive behaviour of fibre-reinforced cemented paste backfill[J]. Geotextiles and Geomembranes，2015，43(3)：207-215.

[10] 蔡晓光，徐洪路，王海云，等.土工格栅加筋土挡墙水平地震系数研究[J].岩土力学，2025，46(10)：3033-3044.
CAI Xiaoguang，XU Honglu，WANG Haiyun，et al. Study on the horizontal seismic coefficient of geosynthetic reinforced soil retaining walls[J]. Rock and Soil Mechanics，2025，46(10)：3033-3044.

[11] 孟 亚，徐 超，杨 阳，等.不同坡面形式加筋土边坡抗震性能的振动台试验研究[J].振动与冲击，2025，44(9)：195-202.
MENG Ya，XU Chao，YANG Yang，et al. Research on the seismic performance of reinforced soil slopes with different slope forms via shake table tests[J]. Journal of Vibration and Shock，2025，44(9)：195-202.

[12] REDDY K D，REDDY K R，BAROT M. Optimization of pavement crust thickness using geogrid：A study based on field test[J]. Indian Geotechnical Journal，2025，(prepublish)：1-7.

[13] DU W，NIE R，QI Y，et al. Investigation on the static performance of geogrid reinforced aeolian sand railway embankment：Field test and discrete element simulation[J]. Geotextiles and Geomembranes，2024，52(4)：736-752.

[14] MING X D，GANG Z L，QIANG O. Mechanical property and deformation behavior of geogrid reinforced calcareous sand[J]. Geotextiles and Geomembranes，2022，50(4)：618-631.

[15] 贾文君，刘建国.振捣时长对混凝土性能的影响分析[J].工程与试验，2024，64(4)：37-40.
JIA Wenjun，LIU Jianguo. Analysis of the impact of vibration duration on concrete performance[J]. Engineering & Test，2024，64(4)：37-40.

[16] 储如蝉.振捣频率对混凝土性能的影响分析[J].国防交通工程与技术，2023，21(1)：73-76.
CHU Ruchan. Analysis of the impact of vibration frequency on concrete performance[J]. Traffic Engineering and Technology for National，2023，21(01)：73-76.

[17] 闫穆涵，凌贤长，唐 亮，等.土工格栅-碎石界面力学特性拉拔试验研究[J].岩土力学，2023，44(10)：2967-2978.
YAN Muhan，LING Xianchang，TANG Liang，et al. Pull-out test study on mechanical characteristics of geogrid-aggregate interface[J]. Rock and Soil Mechanics，2023，44(10)：2967-2978.

[18] 刘 洋，朱永平，李江涛，等.基于大型直剪试验的粒径对土工格栅加筋粗粒土剪切特性影响的分析[J].自然灾害学报，2025，34(4)：171-179.
LIU Yang，ZHU Yongping，LI Jiangtao，et al. Analysis of the influence of particle size on the shear characteristics of geogrid-reinforced coarse-grained soil based on large-scale direct shear tests[J]. Journal of Natural Disasters，2025，34(4)：171-179.

[19] HAN B，LING J，SHU X，et al. Laboratory investigation of particle size effects on the shear behavior of aggregate-geogrid interface[J]. Construction and Building Materials，2018，15(8)：1015-1025.

[20] SAKLESHPUR A V, PREZZI M, SALGADO R, et al. Large-scale direct shear testing of geogrid-reinforced aggregate base over weak subgrade[J]. International Journal of Pavement Engineering, 2019, 20(6): 649-658.

[21] 王　军, 胡惠丽, 刘飞禹, 等. 粒孔比对筋土界面直剪特性的影响[J]. 岩土力学, 2018, 39(增 2): 115-122.
WANG Jun, HU Huili, LIU Feiyu, et al. The influence of grain-pore ratio on the direct shear characteristics at the stiff-soil interface[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(Sup 2): 115-122.

[22] 苗晨曦, 郑俊杰, 崔　岚, 等. 格栅－砂土界面宏细观关联性与加筋性能评价方法研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(增 1): 3249-3258.
MIAO Chenxi, ZHENG Junjie, CUI Lan, et al. Research on the macroscopic and microscopic correlation of the grid-sandy soil interface and the evaluation method for reinforcement performance[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 35(Sup 1): 3249-3258.

[23] 靳　静, 杨广庆, 刘伟超. 横肋间距对土工格栅拉拔特性影响试验研究[J]. 中国铁道科学, 2017, 38(5): 1-8.
JIN Jing, YANG Guangqing, LIU Weichao. Experimental study on effect of transverse rib spacing on geogrid pull-out characteristics[J]. China Railway Science, 2017, 38(5): 1-8.

[24] 易　富, 杜常博, 王政宇, 等. 网孔尺寸对格栅-尾矿界面特性的影响[J]. 煤炭学报, 2020, 45(5): 1795-1802.
YI Fu, DU Changbo, WANG Zhengyu, et al. Effects of mesh size on interface characteristics between geogrid and tailings[J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(5): 1795-1802.

[25] VERMA H, MISHRA N P, MANNA B, et al. Backfill-geogrid interaction: Insights from pullout tests and numerical simulation[J]. Acta Geotechnica, 2025, 20(5): 1-22.

[26] XU W, ZHANG Y, ZHAO K, et al. Mechanical properties, deformation response, energy evolution and failure pattern of stratified cemented tailings backfill under triaxial compression[J]. International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials, 2025, 32(10): 2391.

[27] 徐文彬, 赵康奇, 张亚伦, 等. 调控层胶结充填体三轴压缩力学性能及破坏特征研究[J]. 岩土力学, 2024, 45(12): 3658-3667.
XU Wenbin, ZHAO Kangqi, ZHANG Yalun, et al. Research on the triaxial compressive mechanical properties and failure characteristics of the regulating layer cemented filling body[J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(12): 3658-3667.

[28] 王　俊, 乔登攀, 李广涛, 等. 基于厚板理论下向进路充填假顶强度模型及应用[J]. 煤炭学报, 2023, 48(增 1): 28-36.
WANG Jun, QIAO Pandeng, LI Guangtao, et al. A model and application of false roof strength for advance filling based on thick plate theory[J]. Journal of China Coal Society, 2023, 48(Sup 1): 28-36.

[29] 余　昕, 谭玉叶, 宋卫东, 等. 充填体包裹岩石组合强度与破坏机理研究[J]. 中国矿业大学学报, 2023, 52(1): 30-42.
YU Xin, TAN Yuye, SONG Weidong, et al. Study on the compressive strength and failure mechanism of rock-filled composites[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2023, 52(1): 30-42.

[30] 徐文彬, 张亚伦, 李童欣. 分层胶结充填体三轴压缩力学特性及能量演化规律研究[J]. 中国矿业大学学报, 2025, 54(2): 343-354.
XU Wenbin, ZHANG Yalun, LI Tongxin. Study on the triaxial compressive mechanical properties and energy evolution of layered cemented fill[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2025, 54(2): 343-354.

[31] WANG Z, CHEN Y, XIE Y, et al. Investigation of geogrid-reinforced unbound granular material behavior using constant radial stiffness triaxial tests[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2025, 53(3): 728-743.

[32] MING X D, GANG Z L, QIANG O. Mechanical property and deformation behavior of geogrid reinforced calcareous sand[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2022, 50(4): 618-631.

[33] ZHANG R, ZHOU Y, GUO Y, et al. Influence of geogrid reinforcement on the cracking characteristics of expansive soils: A laboratory study[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2025, 53(2): 545-558.

[34] 包承纲. 土工合成材料界面特性的研究和试验验证[J]. 岩石力学与工程学报, 2006(9): 1735-1744.
BAO Chenggang. Research and experimental verification of interface characteristics of geosynthetic materials[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006(9): 1735-1744.

（责任编辑　仝　腾）